

# **Otimização do Sistema de Vácuo de uma Fábrica de Resinas**

**Ana Rita Tiago Inácio**

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em

**Engenharia Química**

Orientadores: Prof. Henrique Aníbal Santos de Matos

Eng. Jorge Filipe Pavanito Rocha

**Júri**

Presidente: Prof. Maria Joana Castelo-Branco de Assis Teixeira Neiva Correia

Orientador: Prof. Henrique Aníbal Santos de Matos

Vogal: Prof. Sebastião Manuel Tavares da Silva Alves

**Junho de 2018**



## **AGRADECIMENTOS**

Gostaria de começar por agradecer ao Engenheiro Jorge Rocha pela orientação, apoio e atenção despendida ao longo dos seis meses de estágio na EuroResinas, em Sines, que me possibilitaram desenvolver novos conhecimentos na área da indústria.

Ao Professor Henrique Matos pela oportunidade de fazer este estágio, pela orientação, pela transferência de conhecimento e pela disponibilidade demonstrada ao longo de todo este projeto, e que permitiram a realização desta dissertação.

Um enorme obrigado aos meus pais, por nunca terem duvidado das minhas capacidades, sem vocês nada disto seria possível. Em especial à minha mãe pela compreensão, encorajamento e apoio constantes, por me ouvir sempre e pelos, sempre sábios, conselhos. Obrigado por terem feito deste meu sonho um sonho vosso também, e por me ajudarem a concretizá-lo.

À minha família, em especial à tia Juju, à prima Vânia e ao “primo-quase-irmão” Gonçalo por toda a força que me deram para superar todos os obstáculos. Voltar a casa aos fins-de-semana era muito mais divertido porque vocês estavam lá.

E por último ao Tomás pelo apoio incondicional, pela (enorme) paciência, pela companhia de todas as horas, por sempre acreditar nas minhas capacidades e por me ajudar a chegar a este momento.



## RESUMO

O presente trabalho foi realizado no âmbito de um estágio curricular desenvolvido na Euroresinas – Indústrias Químicas, em Sines, entre outubro de 2017 e março de 2018, com vista ao desenvolvimento de uma melhoria de processo, nomeadamente a otimização do sistema de vácuo da fábrica de resinas, o que permitirá aumentar a rentabilidade da própria fábrica.

Inicialmente, foi necessário conhecer as quantidades de vapor de água e ar que o sistema de vácuo extraía dos reatores ureicos, e para isso recorreu-se à modelação do reator e condensador através de balanços de massa e balanços entálpicos. Foram necessários três modelos para obter o volume de ar a extrair ao reator, que foi de 27,4 m<sup>3</sup>, durante a fase com condições operatórias mais adversas, ou seja, quando é requerida uma pressão de 0,2 bar.

Após esta fase, estudou-se o uso de uma central de vácuo para substituir o sistema atual de vácuo da fábrica. Nesse estudo foi dimensionada a central de vácuo e obteve-se um volume de 35,3 m<sup>3</sup>, e, por conseguinte, uma altura de 5,65 m e um diâmetro de 2,82 m.

No dimensionamento do vácuo afeto à central, concluiu-se que a tubagem que liga a central às bombas de vácuo, tem um diâmetro que não permite a utilização plena da velocidade de bombeamento das bombas. Sendo este o diâmetro utilizado atualmente na fábrica, conclui-se que é necessário alterar esse diâmetro de modo a não causar tanta resistência à passagem do ar sugado

Por fim, obteve-se ainda a redução do consumo de energia elétrica que a implementação da central poderá conferir, esta foi, em média, 64 %. Ao final de um ano isto reflete uma poupança de, cerca de, 20 000 €.

**Palavras-Chave:** Vácuo; Dimensionamento de vácuo; Modelação; Processo de produção de resinas; Caso Industrial.



## ABSTRACT

This work was realized under an internship developed in Euroresinas – Indústrias Químicas, in Sines, between October 2017 and March 2018, aiming to seek possible process improvements on the production of resins plant, by optimizing the vacuum system and consequently increasing the profitability of the process.

The study consists in two parts. First, it was necessary to know the amount of water vapor and air that the vacuum system extract from the ureic reactors. For that, it was used reactor and condenser modelling, based on mass balances and enthalpic balances. To get the volume of air to be extracted to the reactor, it was necessary to develop three models. During the phase with the most adverse operating conditions, *i.e.*, when requires 0,2 bar of pressure, the volume was 27,4 m<sup>3</sup>.

In the second part, it was studied the use of a vacuum central to replace the actual vacuum system of the resins plant. In this study, the vacuum central was designed and was obtained a volume of 35,3 m<sup>3</sup>, therefore a height of 5,65 m and a diameter of 2,82 m.

Further, was concluded with the design of the vacuum, that affecting vacuum central, that the piping connecting the central to the vacuum pumps has a diameter that does not allow full use of the pumping speed of the pumps. As this is the diameter currently used in the plant, it was concluded that is necessary to change this diameter so as not to cause as much resistance to the passage of sucked air.

Finally, it was obtained a reduction of electricity consumption that the vacuum central implementation could give, which was, about, 64 %. At the end of a year, this reflects a saving of about € 20 000.

**Keywords:** Vacuum; Vacuum Design; Modeling; Resin Production Process; Industrial Case.





# ÍNDICE

Agradecimentos.....	iii
Resumo .....	v
Abstract.....	vii
Lista de Tabelas .....	xi
Lista de Figuras .....	xiii
Lista de Acrónimos .....	xv
1 Introdução .....	1
1.1. Contexto e Enquadramento.....	1
1.2. Objetivo do Projeto .....	3
1.3. Estrutura da Dissertação.....	4
2 Resinas Ureicas .....	5
2.1. Resinas UF .....	5
2.1.1. Processo de produção.....	6
2.2. Resinas mUF e MUF .....	6
2.2.1. Processo de produção.....	7
2.3. Processos de Produção de Resinas .....	7
3 Sistemas de Vácuo .....	11
3.1. Bombas de vácuo .....	18
3.1.1. Bomba de anel líquido .....	19
4 Sistema de vácuo implementado na Fábrica de Resinas.....	23
4.1. Funcionamento do sistema de vácuo associado aos reatores ureicos .....	23
4.2. Influência da Equação de Antoine no sistema de vácuo .....	25
4.3. Balanços de Massa e Entálpico .....	26
4.3.1. Modelo Simplificado .....	27
4.3.2. Modelo Intermédio .....	30
4.3.3. Modelo Final .....	32
4.4. Leitura de Temperaturas e sua análise.....	35
4.4.1. Resina com <i>small</i> vácuo.....	35
4.4.2. Resina com vácuo .....	40
5 Estudo da Central de Vácuo .....	47

5.1.	Dimensionamento da central.....	47
5.2.	Dimensionamento do vácuo associado à central.....	49
5.3.	Modelo da central .....	52
5.3.1.	Cenário 1 – Cenário real .....	54
5.3.2.	Cenário 2 – Cenário pessimista .....	55
5.3.3.	Cenário 3 – Cenário intermédio 1.....	56
5.3.4.	Cenário 4 – Cenário intermédio 2.....	57
5.3.5.	Cenário 5 – Cenário otimista.....	58
5.4.	Proposta de layout e controlo da central.....	59
5.5.	Retorno esperado com a implementação da central de vácuo.....	61
6	Conclusões e Trabalho futuro .....	63
6.1.	Conclusões.....	63
6.2.	Trabalho futuro .....	64
	Referências .....	65

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 Famílias de resinas resultantes da combinação de ureia, melamina e fenol. ....	3
Tabela 3.1 Relação entre graus de vácuo e pressões, adaptado de [11]. ....	11
Tabela 4.1 Definição do estado de referência. ....	27
Tabela 4.2 Volumes de água e ar retirados pelo sistema de vácuo. ....	34
Tabela 5.1 Volumes considerados no dimensionamento da central de vácuo. ....	48
Tabela 5.2 Parâmetros do dimensionamento da central de vácuo. ....	49
Tabela 5.3 Parâmetros de dimensionamento do vácuo associado à central. ....	50
Tabela 5.4 Análise de sensibilidade dos parâmetros de dimensionamento do vácuo. ....	51
Tabela 5.5 Planeamento de um dia para o cenário real. ....	54
Tabela 5.6 Planeamento de um dia para o cenário pessimista. ....	55
Tabela 5.7 Planeamento de um dia para o cenário intermédio 1. ....	56
Tabela 5.8 Planeamento de um dia para o cenário intermédio 2. ....	57
Tabela 5.9 Planeamento de um dia para o cenário otimista. ....	58
Tabela 5.10 Estimativas de consumo da situação atual e da situação futura (central de vácuo), para os diferentes cenários. ....	61
Tabela 5.11 Retorno esperado com a implementação da central de vácuo, para os diferentes cenários. ....	62



## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 Formação de metilolureias por adição de ureia ao formaldeído [5].....	8
Figura 3.1 Reservatório e tubo através do qual se faz o bombeamento com uma bomba na extremidade, sendo S a velocidade de bombeamento efetiva, C a condutância e $S_b$ a velocidade da bomba [11].	12
Figura 3.2 Intervalos de pressão de sucção para vários tipos de bomba de vácuo [15].....	17
Figura 3.3 Zonas de pressão correspondentes às bombas indicadas [11].	19
Figura 3.4 Esquema simplificado de uma bomba de anel líquido [15].	20
Figura 3.5 Esquema simplificado de uma bomba de anel líquido com ejetor de gás [15].....	21
Figura 4.1 Esquema simplificado do sistema de vácuo dos reatores R-311 e R-321.....	24
Figura 4.2 Esquema simplificado do sistema de vácuo dos reatores R-331 e R-341.....	24
Figura 4.3 Evolução da temperatura do reator em função do tempo, durante a produção de um batch de resina.....	26
Figura 4.4 Etapa de arrefecimento sob 0,2 bar de vácuo.....	26
Figura 4.5 Representação do modelo simplificado.....	29
Figura 4.6 Representação do modelo simplificado com $C_p$ recalculado.....	29
Figura 4.7 Representação do modelo intermédio.....	31
Figura 4.8 Representação do modelo final.....	33
Figura 4.9 Esquema simplificado dos pontos onde se retiraram os valores de temperatura da serpentina de água de arrefecimento do reator.....	36
Figura 4.10 Representação das temperaturas de saída de CW das serpentinas do reator.....	36
Figura 4.11 Representação da temperatura de saída da CW, média e total, das serpentinas do reator.....	37
Figura 4.12 Análise de sensibilidade da $T_{out}$ média da CW.....	37
Figura 4.13 Análise de sensibilidade da $T_{out}$ total da CW.....	38
Figura 4.14 Comparação entre entrada e saída da CW das serpentinas do reator.....	38

Figura 4.15 Evolução da temperatura do vapor extraído em dois pontos diferentes, em função do tempo. .....	39
Figura 4.16 Representação das temperaturas de entrada e saída da CW do condensador. ....	40
Figura 4.17 Esquema simplificado dos pontos onde se retiraram os valores de temperatura da serpentina de água de arrefecimento do reator. ....	41
Figura 4.18 Representação das temperaturas de saída de CW das serpentinas do reator.....	41
Figura 4.19 Representação da temperatura de saída da CW, média e total, das serpentinas do reator. .....	42
Figura 4.20 Análise de sensibilidade da Tout média da CW. ....	42
Figura 4.21 Análise de sensibilidade da Tout total da CW. ....	43
Figura 4.22 Comparação entre entrada e saída da CW das serpentinas do reator. ....	43
Figura 4.23 Evolução da temperatura do vapor extraído em dois pontos diferentes, em função do tempo. .....	44
Figura 4.24 Representação das temperaturas de entrada e saída da CW do condensador. ....	45
Figura 5.1 Evolução da pressão do reator em função do tempo, durante a produção de um batch de resina. ....	47
Figura 5.2 Curvas características das bombas de anel líquido [24]. ....	50
Figura 5.3 Representação gráfica da sucção observada em função da velocidade também observada. .....	53
Figura 5.4 Representação gráfica do modelo da central para o cenário real. ....	54
Figura 5.5 Representação gráfica do modelo da central para o cenário pessimista. ....	55
Figura 5.6 Representação gráfica do modelo da central para o cenário intermédio 1. ....	56
Figura 5.7 Representação gráfica do modelo da central para o cenário intermédio 2. ....	57
Figura 5.8 Representação gráfica do modelo da central para o cenário otimista.....	58
Figura 5.9 Proposta de layout e controlo da central. ....	60

## LISTA DE ACRÓNIMOS

A	Constante da Equação de Antoine
A	Área do orifício
B	Constante da Equação de Antoine
C	Constante da Equação de Antoine
C	Condutância
$C_p^{CW}$	Calor específico da água de arrefecimento
$C_p^L$	Calor específico do líquido
$C_p^V$	Calor específico do vapor
CW	Água de arrefecimento
D	Diâmetro
DCS	<i>Distributed Control Systems</i>
F	Formaldeído
k	Razão de Equilíbrio
K	Constante de Boltzmann
L	Comprimento da tubagem
m	Massa molar
M	Peso molecular mássico do gás
M	Massa total
$M_{CW}$	Massa de água de arrefecimento
$M_L$	Massa de líquido
$M_V$	Massa de vapor
MDF	<i>Medium Density Fibreboard</i>
MF	Resinas melamina-formaldeído
mUF	Resinas UF fortificadas com melamina
MUF	Resina co-condensada de melamina-ureia-formaldeído
MUPF	Resina co-condensada de melamina-ureia-fenol-formaldeído
N	Número de moléculas de gás
P	Pressão
PB	<i>Particleboard</i>
$p_c$	Pressão na câmara
PF	Resina fenol-formaldeído
PLC	<i>Programmable Logic Controller</i>
PMF	Resina co-condensada fenol-melamina-formaldeído
PMUF	Resina co-condensada de melamina-ureia-fenol-formaldeído
$p_v$	Pressão de vapor
$p_0$	Pressão no tempo $t=0$
Q	Taxa de transferência de gás

$Q_s$	Caudal de gás proveniente de fugas
$Q_{ret}$	Calor a retirar
$r$	Raio
$S$	Velocidade de bombeamento da bomba
$S_{eff}$	Velocidade de bombeamento efetivo da bomba
$t$	Tempo
$T$	Temperatura
$T_{in}$	Temperatura de entrada
$T_L$	Temperatura do líquido
$T_{out}$	Temperatura de saída
$T_{ref}$	Temperatura de referência
$T_v$	Temperatura do vapor
$U$	Condutância
$U$	Ureia
$UF$	Resinas ureia-formaldeído
$V$	Volume
$V_c$	Volume da câmara
$x_{água}$	Fração da água no líquido
$y_{água}$	Fração da água no vapor
$\Delta H$	Diferença de entalpia
$\Delta H_L$	Diferença de entalpia do líquido
$\Delta H_v$	Diferença de entalpia do vapor
$\Delta H_{vap}^V$	Entalpia de vaporização



# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1. CONTEXTO E ENQUADRAMENTO

As resinas sintéticas de base formaldeído constituem um grupo de produtos químicos que atualmente apresentam uma utilização bastante intensiva. Estas podem ser encontradas em múltiplas aplicações correntes, nas quais assumem especial relevo os produtos derivados da madeira e do papel, onde as resinas asseguram a função de agentes aglutinadores, ou seja, de colagem.

Segundo Iwakiri *et al.* [1] o agente aglutinador ou adesivo é definido como o material com propriedades aderentes, ou seja, um material que apresenta a capacidade de manter unidos outros materiais nas suas superfícies, formando uma ligação superficial forte e duradoura.

Os adesivos mais utilizados na indústria são fundamentalmente sintéticos, ou seja, são polímeros sintetizados a partir de matérias-primas provenientes de combustíveis fósseis. Este tipo de adesivos é adicionado aos aglomerados de madeira na forma líquida, sendo que o processo de cura se dá na presença de um catalisador e de uma fonte de calor [2]. Um exemplo prático da aplicação e do funcionamento do processo de cura destas resinas é a sua utilização no fabrico de aglomerados de partículas. Nesse caso a resina líquida para aplicar é preparada por adição à resina sólida de um catalisador, de um agente hidrofóbico e de uma dada quantidade de água. Posteriormente o sistema aglutinador é misturado com a madeira num processo denominado de encolagem. Subsequentemente a madeira encolada é enformada sofrendo um processo de prensagem a temperaturas elevadas, cerca de 150 °C a 200 °C [3], onde por fim a resina é curada, por ação de calor.

Existem duas classes de adesivos: os naturais e os sintéticos. Os adesivos naturais são derivados de animais e vegetais. Os adesivos sintéticos dividem-se em dois grupos, os termoplásticos e os termoendurecíveis. Os termoplásticos fundem-se através do aquecimento e solidificam com baixa resistência a altas temperaturas, apesar de perderem solidez com o aumento da temperatura, regressando ao estado inicial quando arrefecidas. Os adesivos sintéticos termoendurecíveis destinam-se a usos estruturais, uma vez que durante o seu processo de cura sofrem mudanças químicas irreversíveis, garantindo resistência à humidade e a cargas, além de não apresentarem modificações com a variação de temperatura [4].

De entre a vasta gama de resinas empregue na indústria das madeiras, os três tipos mais importantes de resinas termoendurecíveis são as aminoresinas, as resinas fenólicas e os isocianatos. Dentro das aminoresinas estão incluídas as resinas ureia-formaldeído (UF), resinas melamina-formaldeído (MF) e resinas melamina-ureia-formaldeído (MUF) [1].

As resinas UF são consideradas o adesivo mais importante na indústria das madeiras, dado o elevado número de vantagens que apresentam, nomeadamente o seu baixo custo, a facilidade de uso sob uma grande variedade de condições de cura e baixa temperatura da mesma, a sua solubilidade à água, elevada resistência à abrasão, dureza e ausência de cor [5]. Porém, estas resinas têm duas grandes desvantagens: hidrólise das ligações causada pela água e humidade, e elevadas emissões de

formaldeído, quer durante o processo de produção bem como, ao fim de algum tempo, a partir dos produtos finais. A libertação de formaldeído a partir de aglomerados de partículas com resina UF é causada essencialmente por duas razões: devido à presença de formaldeído livre não reagido no aglomerado bem como a presença de formaldeído formado pela hidrólise das ligações amino-metileno como resultado da temperatura e humidade relativa [3].

De modo resumido, a produção de resinas UF faz-se em duas etapas. Na primeira etapa, a ureia vai reagir com formaldeído através dos seus grupos amina, podendo formar mono-, di- e trimetilolureias. A tetrametilolureia, aparentemente, não é produzida ou, pelo menos, não é facilmente detetada. A segunda etapa consiste na condensação das metilolureias para formar polímeros de algum peso molecular. Este procedimento básico para a formação de resinas UF pode ser manipulado de várias maneiras, com o objetivo de obter uma resina com as melhores propriedades possíveis a nível de adesão, reatividade e cobertura.

As resinas UF são compostas essencialmente por dois monómeros, a ureia e o formaldeído, tendo cada resina específica uma razão molar F/U que a caracteriza. No entanto, nas últimas duas décadas, a razão molar tem sido alterada devido à necessidade de diminuir as emissões de formaldeído. Porém, esta mudança não provocou alterações das características nem diminuição do desempenho da resina [6].

A tecnologia de vácuo é largamente utilizada em diversas aplicações químicas, uma vez que é usada com o propósito de realizar operações térmicas e mecânicas básicas para processar produtos de reação sob condições que preservem os mesmos [7]. As principais aplicações de processos de separação térmica sob vácuo são a destilação, secagem ou sublimação a pressões reduzidas. Enquanto que mecanicamente, a principal aplicação é a filtração sob vácuo, em que a diferença de pressão criada entre vácuo e pressão atmosférica é utilizada como força motriz para o processo de filtração [8].

Atualmente a EuroResinas – Indústrias Químicas, S. A., é uma empresa pertencente ao grupo Sonae Arauco, dedicando-se ao fabrico e comercialização de resinas sintéticas de base formaldeído. Assim, na unidade são produzidas quatro famílias de resinas: resinas ureicas, resinas melamínicas, resinas copolimerizadas e resinas fenólicas. Tal como mostra a Tabela 1.1, estas ainda são divididas em várias subespécies. Esta divisão acontece porque as resinas podem ser reforçadas por qualquer um dos monómeros em causa: ureia, melamina, fenol, bem como outras moléculas, de modo a melhorar o seu desempenho e as suas características físico-químicas.

Tabela 1.1 Famílias de resinas resultantes da combinação de ureia, melamina e fenol.

<b>Denominação</b>	<b>Descrição</b>
<b>UF</b>	Resinas ureia-formaldeído
<b>mUF</b>	Resinas UF fortificadas com melamina
<b>MF</b>	Resinas melamina-formaldeído
<b>MUF</b>	Resina co-condensada de melamina-ureia-formaldeído
<b>MF+UF</b>	Mistura de resina MF e UF
<b>PF</b>	Resina fenol-formaldeído
<b>PMF</b>	Resina co-condensada fenol-melamina-formaldeído
<b>MUPF e PMUF</b>	Resina co-condensada de melamina-ureia-fenol-formaldeído

As principais aplicações das resinas ureicas (ureia-formaldeído), melamínicas (melamina-formaldeído), copolimerizadas MUF (melamina-ureia-formaldeído), e fenólicas (fenol-formaldeído) são a produção de painéis de aglomerados de partículas (*“Particleboard”*), MDF (*“Medium Density Fibreboard”*), aglomerados duros de fibras (*“Hardboard”*), impregnação de papel Kraft e papel decorativo para a produção de laminados de alta pressão, bem como outras aplicações, como painéis de lã de rocha, painéis de granulado de cortiça, e a produção de abrasivos [9]. Em relação ao papel impregnado com resina melamínica – papel decorativo – e ao papel impregnado com resina fenólica – papel Kraft – ambos são também produzidos pela empresa.

A EuroResinas foi constituída em novembro de 1994, como resultado da reorganização das atividades do grupo Sonae Indústria nesta área. Inicialmente situava-se na Maia, Porto e mais tarde instalou-se no parque industrial de Sines em 2001, o que proporcionou um aumento da sua capacidade de produção de formaldeído para 180 mil toneladas por ano e de resinas para 240 mil toneladas por ano [9].

## **1.2. OBJETIVO DO PROJETO**

Este trabalho tem como principal objetivo o aumento de rentabilidade da Fábrica de Resinas através da otimização do sistema de vácuo dos reatores ureicos e melamínicos, e consequentemente da minimização do consumo de energia afeto a este sistema. Atendendo a que, de acordo com a análise realizada *a priori* aos consumos de energia da Fábrica de Resinas, foi verificado que um dos grandes consumidores de energia é o sistema de vácuo dos reatores.

Considerando ainda o peso económico do produto – resinas sintéticas de base formaldeído – e a necessidade permanente de redução de custos de produção, surge como necessidade o aperfeiçoamento da tecnologia de processo.

### **1.3. ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO**

A dissertação está dividida em sete capítulos. Sendo que neste primeiro capítulo é dada uma visão geral do problema e uma contextualização necessária. Já o segundo capítulo apresenta uma revisão de literatura breve acerca das resinas ureicas de base formaldeído, e dos seus processos de produção. O terceiro capítulo mostra ainda uma revisão bibliográfica sobre sistemas de vácuo, o seu dimensionamento e o recurso a bombas de anel líquido para o realizar. Já o quarto capítulo descreve a modelação efetuada ao sistema de vácuo da fábrica de resinas, de modo a obter dados para o dimensionamento seguinte. O quinto capítulo mostra o dimensionamento da central de vácuo e do vácuo associado à central, bem como a análise de diversos cenários que o novo sistema de vácuo tem de ser capaz de suportar, incluindo também a análise económica do projeto. Por fim, nos penúltimo e último capítulos apresentam-se as conclusões obtidas com este trabalho e apresentam-se sugestões de trabalho futuro.

## 2 RESINAS UREICAS

Como neste capítulo se irá ver, futuramente as resinas ureicas, ou aminoresinas, têm tudo para vingar no futuro porque só elas conseguem proporcionar qualidades que não são facilmente encontradas noutros sistemas. Os novos desenvolvimentos serão, muito provavelmente, em áreas de materiais mais especializados para tratamento de têxteis, papel e na aplicação conjunta com outras resinas na formulação de revestimentos. Isto porque, se por um lado, uma pequena quantidade de aminoresina pode aumentar significativamente uma propriedade conferida por outro material, por outro lado, as aminoresinas contêm uma grande quantidade de azoto, por isso colocam-se numa posição estratégica para competir com outras resinas ou adesivos que usem matérias-primas baseadas em carbono, devido à sua subida de preço [5].

### 2.1. RESINAS UF

As resinas UF são o grupo de adesivos mais importante utilizado na indústria dos aglomerados de partículas de madeira, sendo igualmente as resinas mais pertinentes no grupo das aminoresinas [6]. São as resinas mais produzidas a nível mundial por isso representam 80 % das aminoresinas totais [5]. Os outros 20 % correspondem fundamentalmente às resinas MUF, sendo uma pequena percentagem destinada às resinas sintetizadas a partir de outros aldeídos e/ou outros compostos amino [3]. A produção anual de resinas UF é aproximadamente de cinco milhões de toneladas [6], sendo que cerca de 70 % desta produção é utilizada na indústria das madeiras para várias finalidades. Perto de 61 %, da produção usada industrialmente, é de aglomerados de partículas, 27 % de aglomerados de fibras de média densidade, 5 % de contraplacados e 7 % de laminados [5].

As resinas UF são termoendurecíveis e consistem em moléculas poliméricas e oligoméricas lineares ou ramificadas, que contêm sempre uma dada quantidade de monómeros [6]. Estas moléculas são produtos da condensação de aldeídos com compostos contendo grupos amido e amino [5]. Estas resinas têm bons resultados no mercado devido à sua alta reatividade, bom desempenho e baixo custo. Todavia possuem uma baixa resistência à água e à degradação hidrolítica dos polímeros ureia-formaldeído, o que provoca um enorme enfraquecimento das ligações da resina.

Outro dos problemas deste tipo de resinas é a presença de formaldeído livre, sendo a sua presença muito ambivalente. Se por um lado, este é necessário para induzir a reação de cura, por outro lado, a presença de formaldeído causa a sua emissão durante o processo de prensagem. Ao longo dos últimos 20 anos têm sido tomadas medidas para reduzir a emissão de formaldeído, o que tem originado uma mudança fundamental na formulação das resinas UF ao longo do tempo [6].

A diminuição nos graus de emissão de formaldeído dos produtos onde a resina UF é empregue tem sido obtida através da implementação de determinados métodos tecnológicos. Atualmente os dois métodos mais utilizados para tal são a redução da razão molar F/U assim como a adição de aditivos na resina.

Há cerca de 10 ou 15 anos atrás era comum existirem razões molares de 1,6, no entanto agora estão reduzidos a valores na ordem de 1,0, e em certos casos conseguindo apresentar valores inferiores. Contudo, a redução da razão molar F/U dá origem a resinas cujos procedimentos de fabrico são mais perceptíveis a perturbações nas condições operatórias e que os painéis produzidos com estas tenham propriedades físicas e mecânicas que não correspondem à qualidade desejável. Sendo este método – redução da razão molar F/U – insuficiente para consistir, por si só, uma resolução do problema, tem vindo a ser equacionado outro método, a implementação de pequenas quantidades de melamina às resinas UF [5].

### **2.1.1. PROCESSO DE PRODUÇÃO**

O processo convencional de produção de uma resina UF é fundamentalmente dividido em duas fases: metilolação em meio básico, seguida de uma condensação ácida. A metilolação consiste na adição de uma a três moléculas de formaldeído bifuncional a uma molécula de ureia. Na etapa da condensação ácida o polímero ureia-formaldeído é gerado, ou seja, os grupos metilol, a ureia e o formaldeído ainda presentes no sistema reagem de forma a originar moléculas lineares e ramificadas com diferentes massas moleculares [6].

Com o uso de diferentes condições de reação e preparação, é possível a formação de várias estruturas condensadas. A ureia não reagida pode apresentar vantagens importantes como a melhoria da estabilidade em armazenagem. O formaldeído livre tem como principal vantagem a indução da reação de endurecimento.

A reação da ureia com o formaldeído é um processo que consiste numa adição ou metilolação alcalina e uma condensação ácida. Na metilolação, ocorre a adição de até três moléculas de formaldeído (na teoria poderiam ser quatro) a uma molécula de ureia, originando as chamadas metilolureias [6]

## **2.2. RESINAS MUF E MUF**

As resinas mUF e MUF, ou seja, resinas fortificadas com melamina, foram investigadas e desenvolvidas por causa de dois grandes fatores: por um lado, porque as resinas MF eram muito dispendiosas e por outro lado, porque a melamina, quando aplicada a uma resina UF aumenta a capacidade de retenção de formaldeído e dá origem a ligações mais estáveis, diminuindo a emissão do mesmo dos painéis de aglomerado de partículas.

As resinas MF apresentam uma resistência à água e humidade muito superior às resinas UF, podendo ser usadas numa vasta gama de produtos derivados de madeira, tais como painéis de madeira para uso exterior, e exterior abrigado, assim como em laminados de papel de alta e baixa pressão [3]. Todavia, a melamina é cinco vezes mais dispendiosa do que a ureia, o que provoca uma grande inflação no preço final da resina MF. Por esse motivo, nos dias de hoje, as resinas MF têm-se tornado

mais acessíveis através da introdução de ureia, que em conjunto, com a melamina originam resinas UF fortificadas com melamina (mUF), quando a percentagem de melamina é inferior a 5 %, ou MUF, quando a percentagem de melamina é superior a 5 % [10].

Ao longo das últimas décadas, o desenvolvimento das resinas UF fortificadas com melamina fez com que atualmente sejam consideradas como adesivos ligantes tanto para aglomerados de partículas (PB), como para aglomerados de fibras de média densidade (MDF). Estas resinas constituem uma alternativa às resinas UF convencionais, uma vez que ajudam a reduzir os níveis de emissões de formaldeído e a melhorar as propriedades físicas dos painéis.

Hoje em dia, as resinas UF fortificadas com melamina produzidas possuem características e propriedades únicas que são distintas das propriedades das resinas UF. A vasta gama de formulações para síntese destas resinas origina propriedades, desempenho e durabilidade diferentes [3]. De entre as propriedades fundamentais de uma resina UF ou MUF é de salientar o tempo de armazenamento, a sua tolerância à água e o período de cura, propriedades estas que são reformuladas de acordo com a sua aplicação [10].

### **2.2.1. PROCESSO DE PRODUÇÃO**

O processo de produção das resinas UF fortificadas com melamina (mUF) com baixa emissão de formaldeído é dividido essencialmente em quatro etapas distintas, consistindo, no fundo, em duas etapas de condensação em meio ácido e duas etapas de metilolação em meio alcalino, alternadas entre si.

Em muitos aspetos, a síntese destas resinas é muito semelhante à das resinas UF. No entanto, a adição de formaldeído aos grupos amina da melamina é mais rápida e mais completa do que a adição de formaldeído à ureia, no sentido de que a metilolação da melamina é completa o que não acontece com a ureia [3]. Outro aspeto importante é que a etapa de condensação da melamina ocorre tanto em condições ligeiramente ácidas como também em condições neutras e ligeiramente alcalinas [3]. Para além disto, os produtos em que foi usada uma resina MF, são menos suscetíveis à libertação de formaldeído do que aqueles em que se usou resina UF.

Sendo a melamina uma matéria-prima mais dispendiosa, quando comparada com a ureia e com o formaldeído, é indispensável encontrar a sua quantidade ótima a adicionar, tendo em conta as características finais da resina pretendida.

### **2.3. PROCESSOS DE PRODUÇÃO DE RESINAS**

As resinas de ureia-formaldeído (UF) são as mais importantes de entre as chamadas aminoresinas termoendurecíveis. A produção das resinas UF é baseada nas múltiplas reações possíveis de ocorrer entre os seus principais monómeros constituintes: a ureia e o formaldeído. Usando diferentes condições de preparação e de reação, obtém-se um número variado de monómeros e de

estruturas condensadas, nomeadamente moléculas oligoméricas ou poliméricas, lineares ou ramificadas.

A existência de ureia que não reagiu é benéfica, por exemplo, para se conseguir uma melhor estabilidade durante o armazenamento. Já a presença de formaldeído livre tem aspetos positivos e negativos. Por um lado, é importante para induzir a reação de cura, por outro lado, este liberta-se durante o processo de prensagem dos painéis bem como ao longo do seu tempo de vida, sendo prejudicial para a saúde. Como analisado no subcapítulo 2.1, este facto levou a grandes alterações na formulação de resinas UF nos últimos anos.

A reação da ureia e do formaldeído é basicamente um processo de três passos: uma primeira etapa de adição ou metilolação, uma segunda etapa de condensação e uma terceira etapa de adição de ureia final [6].

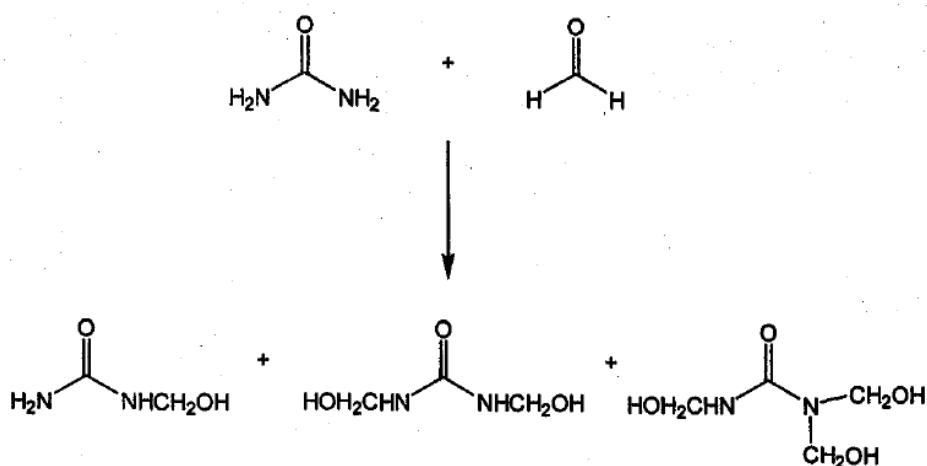


Figura 2.1 Formação de metilolureias por adição de ureia ao formaldeído [5].

Primeira fase: a etapa de metilolação refere-se à adição da primeira ureia que vai reagir, a cerca de  $90^\circ\text{C}$ , com uma solução aquosa de formaldeído. A reação dá-se a um pH alcalino baixo (para prevenir que a reação de metilolação ocorra sem condensações), com uma razão molar F/U de cerca de 2,10. Os principais produtos desta reação são, maioritariamente, as mono-, di- e trimetilolureias, Figura 2.1. Podendo-se formar também produtos secundários de reação contendo pontes metileno e metileno-éter. As reações de metilolação que ocorrem entre a ureia e o formaldeído são ligeiramente reversíveis, com a reação no sentido direto a ser 100 vezes mais rápida que a reação no sentido inverso [6].

A segunda fase: o pH da mistura reacional é ajustado para um pH ácido, entre 4 e 5. A reação continua a uma temperatura entre  $90$  e  $95^\circ\text{C}$ . Aqui, vão-se formar ligações de metileno e metileno-éter entre as unidades de ureia, resultando em moléculas poliméricas de resina UF e na libertação de algum formaldeído e de alguma água [6].



Na última etapa da síntese de uma resina, enquanto se arrefece a mistura reacional polimérica de pH fracamente alcalino, adiciona-se uma quantidade de ureia final, para uma razão molar F/U de cerca de 1,15. Esta última ureia vai reagir com o formaldeído livre ainda existente, formando – de novo – várias metilolureias. É nesta etapa que está incluída a utilização de vácuo para acelerar o processo de arrefecimento da resina.



### 3 SISTEMAS DE VÁCUO

Segundo [11] “Um determinado volume diz-se em vácuo quando a densidade de partículas nele existente é inferior à que se encontra na atmosfera a pressões e temperaturas normais”.

A geração de vácuo num sistema fechado consiste essencialmente na remoção de átomos/moléculas de gás (ar, por exemplo) do interior desse sistema. Podem ser obtidos diferentes graus de vácuo, dependendo da quantidade de ar que é removido de dentro de um compartimento. No entanto, um reservatório de vácuo que se encontra vazio, ou seja, livre de toda a matéria, é o chamado vácuo perfeito ou absoluto. O que nunca se consegue obter [12] [13] [14]

“À medida que a pressão diminui, o vácuo atingido é classificado de primário, alto, muito alto e ultra-alto” [11]. A relações destes graus de vácuo com a pressão está descrito na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 Relação entre graus de vácuo e pressões, adaptado de [11].

<b>Intervalo de pressões (mbar)</b>	<b>Zonas de pressão</b>
$10^3$	Pressão atmosférica
$10^2 - 1$	Vácuo
$10^{-1} - 10^{-3}$	Vácuo primário
$10^{-4} - 10^{-6}$	Alto vácuo
$10^{-7} - 10^{-9}$	Vácuo muito alto
$10^{-10} - 10^{-15}$	Ultra-alto vácuo

Os sistemas de vácuo são hoje em dia uma parte essencial de inúmeros projetos científicos e industriais, usados nas mais variadas aplicações, que se estendem a praticamente todas as áreas de engenharia.

As aplicações do vácuo tanto na indústria como na investigação é vasta, mas existem algumas, as mais importantes, que se destacam. “O vácuo primário ou pré-vácuo é utilizado na desgaseificação de óleos, na amostragem de gases com uma relativa pureza, na filtragem em vácuo, na destilação em vácuo, na desidratação de alimentos, nas lâmpadas de luz elétrica e de luz fluorescente, no transporte de líquidos (leite por exemplo) ou até de pequenos objetos em sistemas de comunicação internos em grandes empresas.”, [11]. Existem ainda outras aplicações, como por exemplo as garrafas térmicas, nelas é usada a baixa condutibilidade térmica em gases muito rarefeitos (vácuo). Na esterilização, é o caso do processo de embalagem de alimentos e experiências biológicas em que se pretende evitar oxidações e contaminações por bactérias ou outros organismos aeróbios [11] [13].

Um sistema de vácuo tem como principais componentes uma câmara, bombas de vácuo e tubagem, Figura 3.1. Sendo um sistema que faz parte de muitos processos na indústria, é importante que os seus componentes sejam dimensionados de maneira a obter a evolução da pressão desejada para cada caso em particular.

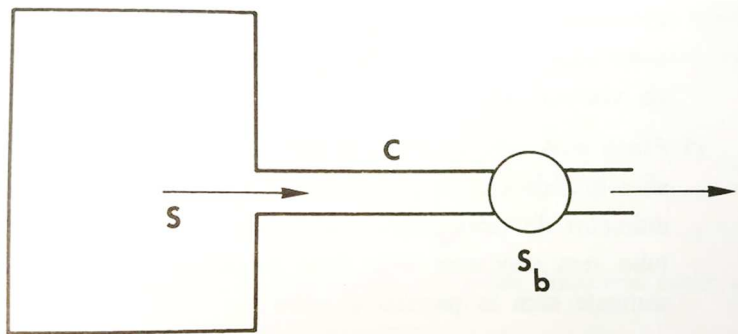


Figura 3.1 Reservatório e tubo através do qual se faz o bombeamento com uma bomba na extremidade, sendo  $S$  a velocidade de bombeamento efetiva,  $C$  a condutância e  $S_b$  a velocidade da bomba [11].

A seleção apropriada da tecnologia utilizada num processo físico-químico, depende essencialmente dos parâmetros relacionados com a pressão e das características específicas dos componentes envolvidos. Por isso, são exigidas [15]:

- i. A determinação dos intervalos ótimos de vácuo e de temperatura;
- ii. A determinação do equipamento necessário;
- iii. A determinação de todos os meios auxiliares necessários, nos quais se incluem as bombas de vácuo.

O dimensionamento de uma unidade de vácuo não é apenas determinado pelos dados de desempenho dos diversos equipamentos de processo, mas também pela faixa de operação do vácuo [14]. Na gama do alto vácuo, os tamanhos dos equipamentos individuais não são tão importantes para as dimensões da instalação total como a capacidade de sucção requerida, e tamanho e dimensões das bombas de vácuo. Geralmente, na engenharia de processos a vácuo da indústria química, as unidades de vácuo consistem nos seguintes componentes principais [15]:

- i. Equipamentos de vácuo para a execução do processo;
- ii. Equipamentos de condensação para a compressão do vapor resultante;
- iii. Bombas de vácuo ou combinação de bombas;
- iv. Acessórios, tais como, separadores, permutadores de calor, recipientes a vácuo e instrumentos de medição e controle.

Caso haja um fluxo de gás que circula entre duas partes de um sistema de vácuo, por ação de uma diferença de pressão, e a menos que a pressão desse sistema seja especificada, não faz sentido expressar a taxa de fluxo de gás em termos do volume que flui por unidade de tempo. Isto porque o volume de uma determinada quantidade de gás está relacionado com a pressão e temperatura desse mesmo gás. Daí que uma expressão contendo ambas as grandezas, pressão e temperatura, é definida como a taxa de transferência do gás. O conceito de taxa de transferência de um gás é habitualmente

usado em tecnologia de vácuo, e pode ser definido como a quantidade de gás em unidades de pressão-volume que flui por unidade de tempo numa dada secção reta do sistema. Normalmente vem em unidades de torr-L/s [14] [16].

A taxa de transferência pode também ser relacionada com grandezas mais facilmente observáveis, utilizando a equação do gás, equação (3.1) [16]. Onde  $p$  e  $v$  são a pressão e o volume de  $N$  moléculas de gás em  $T$  e  $k$  é a constante de Boltzmann. Diferenciando a equação do gás em relação ao tempo, para o fluxo de gás a temperatura constante, obtém-se a equação (3.2) [15] [16] [17].

$$pv = NkT \quad (3.1)$$

A equação (3.2) representa o número de moléculas que fluem por segundo [15] [16] [17].

$$\frac{dN}{dt} = \frac{1}{kT} \frac{d(pv)}{dt} = \frac{Q}{kT} \quad (3.2)$$

Multiplicando pela massa molar  $m$ , a taxa de caudal mássico é dada pela equação (3.3) [15] [16] [17].

$$m \frac{dN}{dt} = \frac{m}{kT} \frac{d(pv)}{dt} = \frac{mQ}{kT} \quad (3.3)$$

A taxa de transferência do gás pode ainda ser expandida para a forma da equação (3.4) [15] [16] [17].

$$Q = p\partial v/\partial t + v\partial p/\partial t \quad (3.4)$$

Se se considerar a taxa de transferência  $Q$  de um gás de uma câmara de volume  $V_c$ , num dado instante quando a pressão é  $p$ , então pode-se presumir que  $p$  diminui com o tempo, conforme demonstrado pela equação (3.5) [15] [16] [17].

$$Q = p\partial v/\partial t - V_c \partial p/\partial t \quad (3.5)$$

O débito de gás que ocorre sem alteração de pressão na câmara pode ser representado pelo primeiro termo da equação (3.5). Portanto, pode ser definido como o gás que chega à câmara por meio de fugas ou de outras fontes. Sendo representado por  $Q_s$  na equação (3.6) [15] [16] [17].

$$Q = Q_s - V_c \partial p/\partial t \quad (3.6)$$

O segundo termo da equação (3.6) corresponde à taxa na qual a quantidade de gás da câmara é reduzida [15] [16] [17].

A equação (3.6) pode ser simplificada ao extremo, em duas situações diferentes. A primeira delas, representada pela equação (3.7), é o caso da taxa de transferência total  $Q$  da câmara, que motivada

pela ação de uma bomba, pode ser muito maior do que a entrada de fluxo  $Q_s$  de fontes internas, então esta irá reduzir muito [15] [16] [17].

$$Q = -V_c \partial p / \partial t \quad (3.7)$$

Sendo que esta situação, pode ocorrer quando a ação completa da bomba é aplicada na remoção do gás do sistema com a taxa máxima de diminuição de pressão. Esta condição costuma ocorrer durante as etapas iniciais de produção de vácuo de um sistema [15] [16] [17].

A segunda situação, representada pela equação (3.8), ocorre quando a observação da pressão da câmara mostra que  $p$  está a aproximar-se de um valor constante, ou seja, quando  $dp/dt$  tende para zero [15] [16] [17].

$$Q \rightarrow Q_s \quad (3.8)$$

Portanto, temos um equilíbrio entre a taxa de remoção de gás pela bomba e a taxa de chegada de gás através de fontes internas [16].

A partir deste ponto é importante incluir nesta temática o possível efeito de uma conexão entre a câmara e a bomba. Por isso é necessário apresentar duas hipóteses que simplificam o debate [16]:

- i. A conexão não contém fontes de gás nem escapes para o gás;
- ii. Na conexão não pode ser produzido vácuo, está apenas a operar como um tubo para produção de vácuo na câmara.

Estas assunções significam que o fluxo é conservador e está em condições de estado estacionário. Por isso implicam que a taxa de transferência do gás que entra na conexão da câmara não é aumentada nem diminuída pelas paredes da tubagem nem pelo gás dentro dela. Assim, a taxa de transferência  $Q$  de gás que entra na conexão é a mesma que a taxa de transferência de gás em qualquer ponto ao longo de todo o seu comprimento [16].

Em condições de fluxo conservativo em estado estacionário, a taxa de transferência do gás entre dois pontos de um sistema é proporcional à diferença de pressão entre esses mesmos pontos, quer o fluxo seja viscoso, transicional ou molecular. Assim pode escrever-se a equação (3.9) [15] [16] [17].

$$Q = U(p_2 - p_1) \quad (3.9)$$

Onde  $U$  é uma constante que depende apenas da geometria do sistema, e da natureza e temperatura do gás, em fluxo molecular. Caso o fluxo seja viscoso, contém ainda um termo dependente da pressão.

As dimensões de U são volume por unidade de tempo e este é ainda conhecido como a condutância de uma dada secção do sistema [16] [18].

No caso da taxa de transferência Q, uma expressão que a defina é derivada assumindo um determinado fluxo específico, numa certa parte de um sistema e ainda com uma geometria discriminada, então por substituição na equação (3.9) a condutância U pode ser encontrada. Posto isto, em cálculos posteriores pode determinar-se valores numéricos de Q para determinadas diferenças de pressão [16] [18].

O cálculo exato da condutância de um determinado sistema é por norma um procedimento complicado, por isso as expressões seguintes que a definem, equações (3.10), (3.11), (3.12), (3.13) e (3.14) [16], foram formuladas sob condições de fluxo molecular e apenas para dois tipos de geometria simples, que são mais frequentemente encontradas, o orifício circular e o tubo.

$$U(\text{Orifício}) = 62,5 \frac{A}{M^{\frac{1}{2}}} \quad L/s \text{ a } 20^{\circ}C \quad (3.10)$$

$$U(\text{Orifício}) = 11,6A \quad L/s \text{ para ar a } 20^{\circ}C \quad (3.11)$$

Onde A corresponde à área do orifício em cm<sup>2</sup> e M ao peso molecular (mássico) do gás em questão.

$$U(\text{Tubo curto}) = \frac{65D^3}{M} \left( \frac{1}{L + 4\frac{D}{3}} \right) \quad L/s \text{ a } 20^{\circ}C \quad (3.12)$$

$$U(\text{Tubo curto}) = 12,1D^3 \left( \frac{1}{L + 4\frac{D}{3}} \right) \quad L/s \text{ para ar a } 20^{\circ}C \quad (3.13)$$

Sendo L o comprimento do tubo em cm e D o diâmetro do tubo em cm também. No caso de L >> D, então a equação (3.13) pode ser substituída pela equação (3.14), onde r é o raio em cm.

$$U(\text{Long tube}) = 100 \frac{r^3}{L} L/s \text{ para ar a } 20^{\circ}C \quad (3.14)$$

Até ao momento ignorou-se qualquer tipo de redução da velocidade efetiva de uma bomba na câmara, causada por conexões entre a bomba e a câmara. Então, para uma taxa de transferência de gás conservativo escreveu-se a equação (3.15) [15] [16] [17].

$$Q = Sp = S_{eff}p_c \quad (3.15)$$

Sendo  $S$  a velocidade da bomba à saída da bomba onde a pressão é  $p$ , e  $S_{eff}$  a velocidade efetiva da bomba na câmara onde a pressão é  $p_c$ . Sabendo isto, a equação (3.9) pode ter a forma da equação (3.16) [15] [16] [17].

$$Q = U(p_c - p) \quad (3.16)$$

Onde  $U$  é a condutância da conexão da bomba até à câmara.

Da equação (3.15) obtêm-se expressões para as variáveis  $p$  e  $p_c$ , que substituídas na equação (3.16), e ainda esta dividida por  $Q$ , dão origem à equação (3.17) [15] [16] [17].

$$\frac{1}{S_{eff}} = \frac{1}{S} + \frac{1}{U} \quad (3.17)$$

A equação (3.17) pode ainda ser escrita na forma da equação (3.18) [15] [16] [17].

$$S_{eff} = \frac{SU}{S + U} = \frac{S}{1 + S/U} = \frac{U}{1 + U/S} \quad (3.18)$$

A equação (3.18) mostra que apenas quando  $U$  se aproximar do infinito, e que  $S_{eff}$  se aproxima de  $S$ . Ou por outro lado, numa determinada conexão, é necessária uma bomba de velocidade infinita para produzir uma velocidade de bombeamento efetiva numericamente igual à condutância da conexão [16].

É ainda de se referir que a equação (3.18) é uma das mais importantes em dimensionamento de sistemas de vácuo, porque, a menos que seja dada a devida atenção ao efeito da conexão na velocidade efetiva de bombeamento na câmara, a maior parte da velocidade disponível da bomba é imediatamente descartada [16].

A velocidade disponível de uma bomba é normalmente fornecida em função da pressão de operação da mesma e do vácuo desejado, sendo abordada como a capacidade de sucção com dimensões de volume por unidade de tempo. Os intervalos de capacidade de sucção para cada tipo de bombas de vácuo podem ser observados pela Figura 3.2.

Quando a maior parte da velocidade disponibilizada pela bomba é inutilizada, é caso para repensar o dimensionamento da conexão entre bomba e câmara, nomeadamente substituir a ligação por outra com um diâmetro maior [16].

Existe, de facto, este tipo de exemplo de dimensionamento de sistemas de vácuo, sendo a sua condição justificada pela menor necessidade de se realizar um bom vácuo nesse sistema. Neste ponto reside ainda outro erro de dimensionamento, uma vez que o tempo para atingir uma determinada pressão na câmara é amplamente dependente da velocidade efetiva, como se irá perceber pelo texto seguinte.



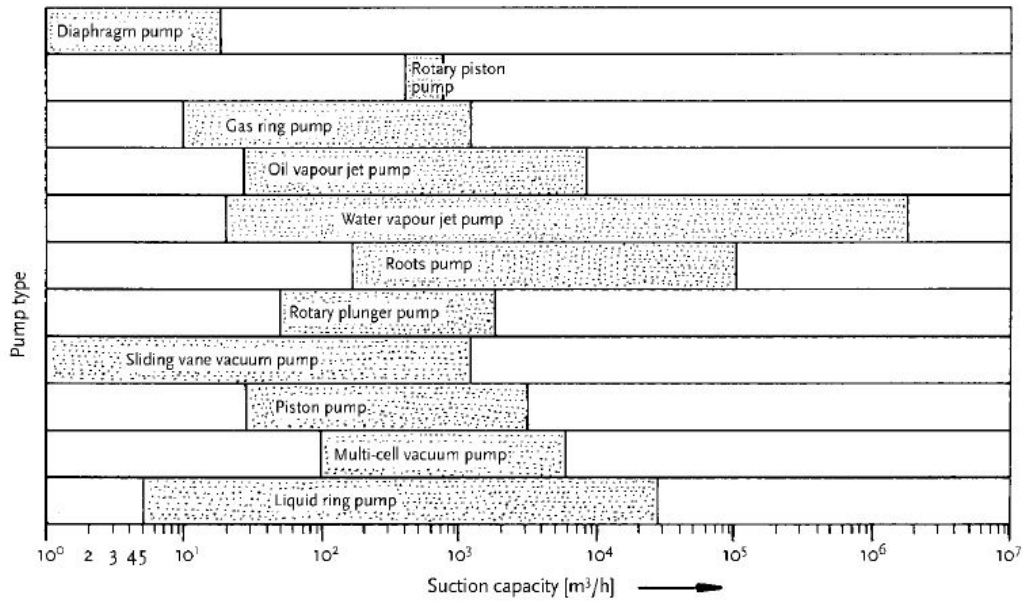


Figura 3.2 Intervalos de pressão de sucção para vários tipos de bomba de vácuo [15].

Supondo que a produção de um sistema de vácuo envolve apenas a remoção do gás contido dentro de uma câmara em que não há fugas, ou seja, quando na equação (3.6)  $Q_s$  é igual a zero, então a equação (3.19) [16] [19] pode ser usada para calcular o tempo necessário para produzir o vácuo a uma determinada pressão.

$$\int_{p_0}^p \frac{dp}{p} = \frac{-S_{eff}}{V} \int_0^t dt \quad (3.19)$$

Sendo  $p_0$  a pressão no tempo  $t=0$  e  $p$  a pressão no tempo  $t$ , a equação (3.19) contempla a velocidade de bombeamento efetiva,  $S_{eff}$ , em vez da velocidade de bombeamento,  $S$ , para que seja possível analisar o efeito das conexões no tempo. Assumiu-se ainda, que a velocidade da bomba é independente da pressão. A integração resultante da equação (3.19) é representada pela equação (3.20) ou pela equação (3.21) [16] [19].

$$\ln \frac{p}{p_0} = \frac{-S_{eff}}{V} t \quad (3.20)$$

$$p = p_0 \exp\left(\frac{-S_{eff} t}{V}\right) \quad (3.21)$$

O quociente  $V/S_{eff}$  tem dimensões de tempo e por isso é a constante de tempo do sistema; ou seja, a pressão é reduzida para um enésimo do seu valor, em  $V/S_{eff}$  segundos.

Para facilitar os cálculos, a equação (3.19) pode ainda ser reescrita tal como mostra a equação (3.22) [16] [19].

$$t = 2,303 \frac{V}{S} \log_{10} \frac{p_0}{p} \quad (3.22)$$

Existem diversos critérios de dimensionamento que limitam a pressão final obtida num sistema de vácuo, sendo eles os seguintes [16]:

- i. A pressão de vapor de qualquer material usado na construção de um sistema deve ser muito menor do que a pressão máxima necessária, à temperatura de operação do sistema.
- ii. As superfícies dos materiais utilizados no sistema de vácuo devem gerar o mínimo de desgaseificação, por isso devem ser adequadamente limpas, de preferência polidas (de modo a reduzir a área superficial ou adsorção) e sujeitas ao mínimo de reação química (por exemplo, a ferrugem) quando expostas à atmosfera.
- iii. A substância com mais tendência a acumular muitas camadas adsorvidas numa superfície é o vapor de água. Assim, o primeiro gás que entrar em contacto com as paredes de um sistema quando o vácuo é iniciado, seja relativamente inerte, como por exemplo o azoto seco, podem observar-se duas vantagens: a adsorção de água é inibida e a libertação de azoto adsorvido sucede mais rapidamente devido à sua baixa energia de desadsorção.
- iv. Caso seja necessária uma remoção considerável do gás adsorvido, a taxa de libertação é aumentada, o que causa um aumento da temperatura. Assim, o ultra-alto vácuo raramente é obtido sem que seja usado um *batch* prolongado. Daí que a estabilidade e a pressão de vapor dos materiais utilizados no sistema devem ser reavaliadas de modo a garantir sua adaptação à temperatura de *batch*.
- v. Por último, é de extrema importância que o dimensionamento seja feito para uma velocidade de bombeamento efetiva máxima na câmara.

### 3.1. BOMBAS DE VÁCUO

Geralmente, uma bomba de vácuo pode ser definida como uma bomba com deslocamento de gás, porque retira os gases do sistema expelindo-os para a atmosfera, ou como uma bomba de fixação que retêm em si mesma os gases [11]. Sendo que dentro das bombas de deslocamento de gás (bombas mecânicas), existem ainda dois tipos diferenciados: a bomba rotatória, que trabalha a partir da atmosfera; e a bomba *roots* e bomba de vapor, que trabalham a pressões subatmosféricas e que requerem a ligação a uma bomba de vácuo primário para remover os gases para a atmosfera.

Quando é necessário abranger pressões muito baixas associam-se duas ou mais bombas, que compõem assim grupos ou sistemas de bombeamento. Uma vez que o uso de apenas uma bomba para cobrir um grande intervalo de pressões é sempre menos favorável economicamente [11].

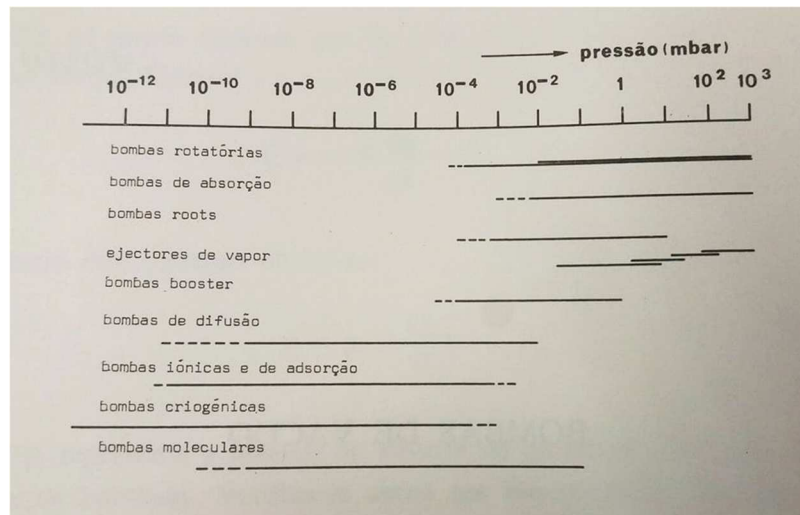


Figura 3.3 Zonas de pressão correspondentes às bombas indicadas [11].

As bombas rotatórias, as bombas *roots* e as bombas moleculares, Figura 3.3, têm todas o mesmo princípio de funcionamento, uma vez que são bombas mecânicas. Existe uma passagem de gás da entrada para a saída, e este movimento é provocado pela transferência de momento linear entre um meio motor e o gás [11].

As bombas de difusão, bombas *booster* e ejetores de vapor, Figura 3.3, têm todas o mesmo princípio de funcionamento, uma vez que são bombas de vapor. Sendo o vapor de água, de mercúrio ou de um óleo de baixa tensão de vapor, este arrasta as moléculas de gás da entrada para a saída da bomba. A este género de bombas necessita sempre de estar associadas bombas de pré-vácuo, de modo a que o vapor seja orientado no sentido mais conveniente à extração dos gases [11].

Tanto nas bombas mecânicas como nas bombas de vapor, é possível definir a razão de compressão através do quociente entre a pressão à saída da bomba e a pressão à entrada [11].

### 3.1.1. BOMBA DE ANEL LÍQUIDO

Tal como mostra a Figura 3.3, as bombas que asseguram o vácuo e o vácuo primário são as bombas rotatórias, onde se encontram as bombas de anel líquido, Figura 3.4. Como é referido em [11], as bombas de anel líquido são “fundamentalmente, (...) compressores que extraem os gases do sistema lançando-os na atmosfera”. Quando a vedação é feita por meio de óleo, este também serve como lubrificante dos componentes móveis. Normalmente, os óleos usados têm uma tensão de vapor bastante baixa.

Para além de gases, os sistemas têm, na sua primeira etapa de bombeamento, vapores de líquidos de tensão de vapor elevada em relação à pressão que se pretende atingir no sistema. Durante a compressão, os vapores sofrem condensação, pelo que uma parte é arrastada pelo óleo provocando contaminação. Isto faz com que, a longo prazo, seja indispensável proceder à sua substituição. A outra parte volta a evaporar-se e entra no ciclo seguinte, diminuindo deste modo a eficiência da bomba. Caso

se verifique que, efetivamente existem esses vapores, o bombeamento pode ser melhorado adicionando à bomba um balastro, que consiste numa pequena válvula regulável de entrada de ar, situada numa posição que corresponde quase ao fim do ciclo, logo à fase de compressão [11].

Este tipo de bombas não requer nenhum tipo de cuidados especiais, enquanto estão a operar. No entanto, quando se procede ao arranque é necessária alguma atenção, porque este tipo de bombas tem um período inicial de aquecimento em que o vácuo pode ser inferior ao desejado, por causa da desgaseificação do óleo por aquecimento [11]. Pelo contrário, quando se desliga a bomba, é necessário fazer entrar ar na mesma após o seu isolamento do sistema em vácuo, uma vez que, caso não se proceda de tal maneira, o óleo migrará lentamente para a parte que continua em vácuo podendo encher o sistema [11].

Quando a vedação da bomba é feita por água, a bomba é de anel líquido de água, sendo também bombas rotatórias. De um modo geral, este tipo de bombas é utilizado para fazer o pré-vácuo de ejetores de vapor e bombas *roots* em sistemas de vácuo, normalmente industriais. Na sua maioria, o sistema de vácuo tem como função a evaporação de grandes quantidades de água [11]

Uma das particularidades destas bombas, é que a água para além de atuar como agente de vedação, também atua como modo de arrefecimento, dado que, existe uma alimentação contínua de água fria, que vai possibilitar a melhoria da pressão final da bomba. Por isso, a pressão mínima atingida nestas bombas, é limitada pela pressão de vapor da água à temperatura de funcionamento das mesmas. Tal como acontece nas bombas rotatórias a óleo, nestas também é necessário usar uma válvula de segurança, para evitar que, caso falte corrente elétrica, o sistema seja inundado de água [11].

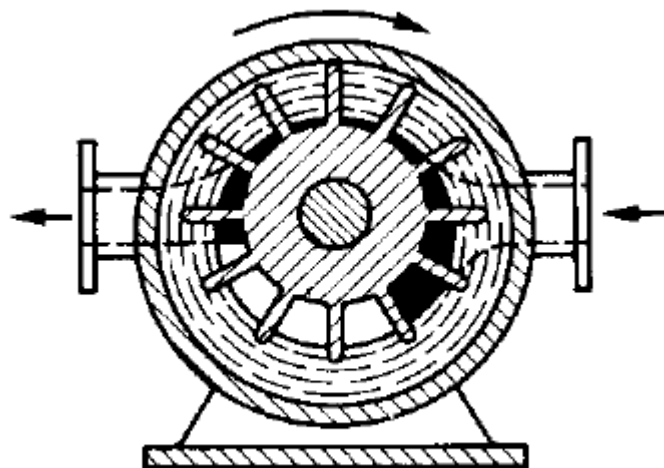


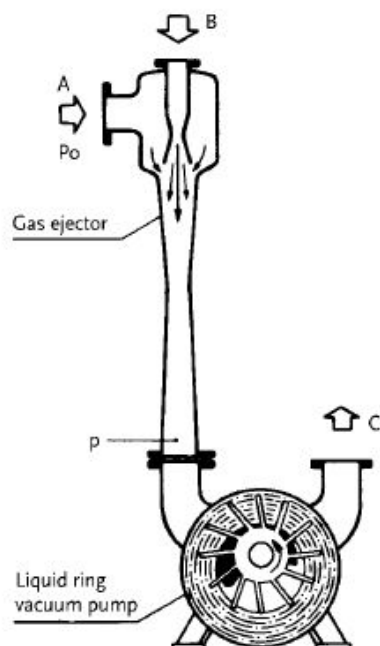
Figura 3.4 Esquema simplificado de uma bomba de anel líquido [15].

A principal particularidade de uma bomba de vácuo de anel líquido é a transferência de energia de um impulsor rotativo, através do anel líquido, para o meio de fluxo. O impulsor rotativo é colocado excentricamente à estrutura, e este transfere energia para o anel líquido que flui concentricamente à

estrutura [15]. O líquido do anel numa bomba de vácuo de anel líquido é geralmente água ou outro líquido apropriado ao fluxo de processo. As câmaras de vácuo ou de compressão entre as palhetas do impulsor são afastadas da estrutura pelo líquido do anel, Figura 3.4. As ranhuras de entrada e saída para o fluxo de gás estão dispostas axialmente nas faces de extremidade da estrutura da bomba [15]. Estas bombas são particularmente adequadas para bombear gases ou vapores húmidos, os quais, por diferentes motivos, são sensíveis.

Por conseguinte, as bombas de vácuo de anel líquido são especialmente adequadas para a aplicação em processos húmidos, como por exemplo, em unidades de impregnação e destilação. Tal como são também adequadas a ser usadas em processos mais “secos” da indústria química, da indústria alimentar, da farmacêutica e da indústria do papel. Devido à intensa troca de calor entre o gás bombeado e o líquido de operação, e devido à expulsão permanente do calor, desenvolve-se um processo de compressão quase isotérmico [15]. Por causa disto, a bomba de vácuo de anel líquido difere dos outros tipos de bomba de vácuo rotatória. Ao contrário das bombas de anel líquido lubrificadas com óleo, onde a condensação na câmara de compressão é indesejada, a condensação de vapor nas bombas de vácuo de anel líquido (água) tem um resultado positivo na capacidade de sucção [15].

Devido à sua elevada taxa de compressão, as bombas de vácuo de anel líquido podem ser utilizadas em alto vácuo, vácuo primário e em vácuo, se em complemento se usar uma combinação com outros tipos de bombas, como se pode concluir pela Tabela 3.1 e pela Figura 3.3. Assim, estas bombas operam, de forma rentável, como sistemas completos de bomba de vácuo juntamente com injetores de vapor e bombas *roots*. Este tipo de bomba é muito robusto, resistente à contaminação de solventes, de gases solúveis em óleo, de vapores húmidos e de líquidos transportados [15].



Legenda adaptada de [15]:

- A** Meio de sucção
- B** Ar atmosférico como fluido motriz
- p<sub>0</sub>** Pressão de sucção
- p** Pressão de sucção da bomba de vácuo de anel líquido
- C** Saída para fluidos sugados e fluido motriz

Figura 3.5 Esquema simplificado de uma bomba de anel líquido com ejetor de gás [15].



## 4 SISTEMA DE VÁCUO IMPLEMENTADO NA FÁBRICA DE RESINAS

Neste capítulo pretende-se apresentar o sistema de vácuo que atualmente está instalado na Fábricas de Resinas da EuroResinas, bem como mostrar toda a análise realizada ao sistema de modo a compreender em que pontos incide a otimização.

O sistema de vácuo instalado está em funcionamento desde 2001, tal como a restante unidade fabril. Uma das principais funções do sistema de vácuo no processo de produção das resinas é o arrefecimento da resina num dado momento da produção *batch*. Sendo também útil na desidratação – extração de água – das resinas, consoante a necessidade de obter a quantidade de sólidos requerida. Este sistema é composto, essencialmente, por três bombas de vácuo de anel líquido, um pote de água de selagem e um permutador de placas.

### 4.1. FUNCIONAMENTO DO SISTEMA DE VÁCUO ASSOCIADO AOS REATORES UREICOS

Durante a produção de um lote de resina, são precisos dois níveis de vácuo: *small* vácuo e vácuo [11]. O *small* vácuo é utilizado na maior parte do tempo de produção de uma referência de resina e tem como principal objetivo a manutenção da pressão interior do reator, sendo o *set point* usado de 0,99 bar. Já o vácuo ligeiro, tal como foi dito anteriormente, tem como função fundamental o arrefecimento da resina e também a sua desidratação, e geralmente tem como *set point* 0,2 bar. Toda a descrição realizada neste subcapítulo pode ser complementada com a observação da Figura 4.1 e da Figura 4.2.

Quer numa ou noutra situação, o vapor extraído do reator (R-311; R-321; R-331; R-341) é enviado para o condensador de caixa e tubos (E-311; E-321; E-331; E-341), passando o mesmo no lado dos tubos, enquanto que a água de arrefecimento passa no lado da caixa. É nesta fase que existe diferenciação entre as duas possíveis situações. No caso de apenas ser necessário arrefecer a resina, a água condensada é totalmente encaminhada para o retorno ao reator, passando pela válvula de três vias (AuV-31320; AuV-32320; AuV-33320; AuV-34320), que está somente aberta para o reator. Enquanto que no caso da desidratação, a situação é a inversa. A válvula de três vias está fechada para o reator e aberta para o pote de destilados.

Por sua vez, os gases que não condensam são também encaminhados para o pote de destilados (B-314; B-324; B-334; B-344), sendo posteriormente direcionados para a linha de vácuo. Portanto, os gases são sugados pelo sistema de vácuo que é partilhado por cada grupo de dois reatores ureicos – R-311 e R-321, R-331 e R-341 – estes gases são puxados diretamente pelas bombas de vácuo de anel líquido (C-301B; C-301D), onde se misturam com a água de selagem. Por seu lado, a mistura de água de selagem e gases é enviada para o pote de água de selagem (B-301) e em seguida os gases são encaminhados para o sistema de tratamento de emissões e a água de selagem reencaminhada para as bombas de vácuo.

A água de selagem que se encontra em recirculação no pote de água de selagem, é arrefecida através de um permutador de placas (E-302), porque quanto mais fria estiver a água de selagem maior

a eficiência da bomba de vácuo. De modo ainda, a garantir a máxima eficiência da bomba de vácuo é necessário efetuar o controlo da temperatura. Por isso, quando esta atinge 38 °C é adicionada água de arrefecimento através da linha de recirculação, e aberta a purga de água de selagem de maneira a garantir o nível desejado dentro do pote da mesma.

Ainda ao nível do funcionamento do sistema de vácuo, existem duas válvulas de corte que permitem determinar qual dos dois reatores se encontra no processo de vácuo, sendo impossível efetuar vácuo em simultâneo nos dois reatores.

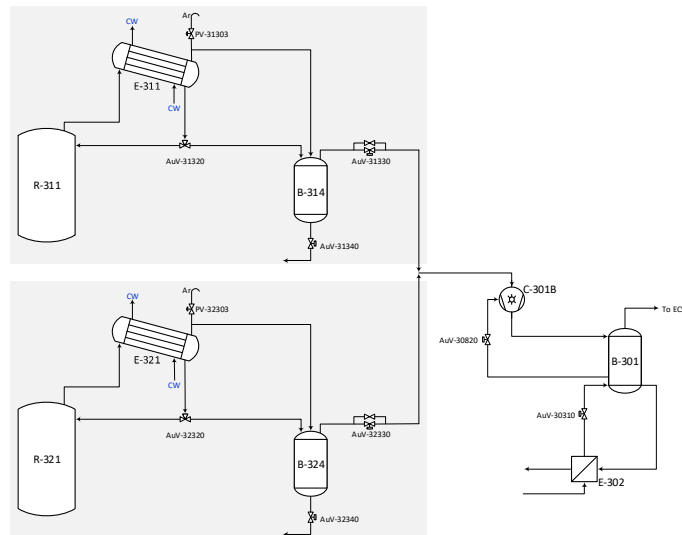


Figura 4.1 Esquema simplificado do sistema de vácuo dos reatores R-311 e R-321.

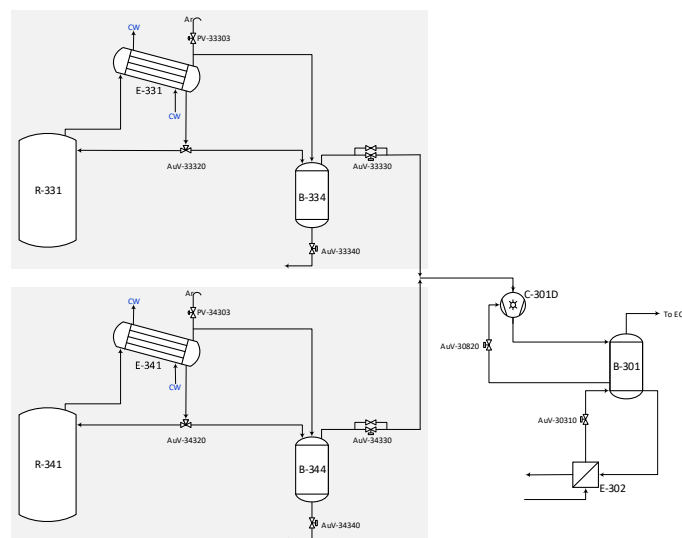


Figura 4.2 Esquema simplificado do sistema de vácuo dos reatores R-331 e R-341.

Existe ainda outra bomba de vácuo de anel líquido, a C-301C, que se encontra disposta entre as bombas de vácuo C-301B e C-301D. Esta bomba tem como principal função a de substituir qualquer uma das outras duas, caso uma delas sofra qualquer avaria, ou seja necessário proceder a manutenção.



## 4.2. INFLUÊNCIA DA EQUAÇÃO DE ANTOINE NO SISTEMA DE VÁCUO

Segundo Smith *et al.* [20], a pressão de vapor ao longo de uma curva de vaporização é função da temperatura. Existe um número elevado de equações para o cálculo da pressão de vapor. Por exemplo, a equação de Wrede, que é uma das mais simples é representada pela equação (4.1).

$$\ln P_v = A - \frac{B}{T} \quad (4.1)$$

Na perspectiva da equação anterior – de parâmetros A e B – a representação do logaritmo da pressão de vapor ( $\ln P_v$ ) em função do inverso da temperatura ( $1/T$ ) é uma reta. Esta representação é aproximada e é válida numa região estreita de temperaturas – próxima do ponto triplo ou, quando muito, até ao ponto de ebulição normal. A equação de Antoine, é representada pela equação (4.2), e sendo uma equação de carácter empírico [20], é considerada por vários autores como a mais adequada à representação de pressões de vapor na gama média, que se pode considerar compreendida entre 1 kPa e 200 kPa. Possui três parâmetros adaptáveis estatisticamente e consegue uma representação em regiões mais alargadas de temperaturas.

$$\ln P_v = A - \frac{B}{T - C} \quad (4.2)$$

Onde A, B e C são parâmetros ajustáveis a valores experimentais da pressão de vapor. Estes parâmetros estão disponíveis na literatura para um elevado número de compostos. A equação de Antoine tem a particularidade de permitir a inversão imediata de  $P_v(T)$  para  $T(P_v)$  ao contrário do que acontece com a maioria das equações da pressão de vapor para as quais é necessário aplicar métodos iterativos [20].

Esta equação, que serve de base a vários programas de estimativa de pressões de vapor, tem uma forma próxima da equação de Clausius-Clapeyron, diferindo desta pela inclusão de um parâmetro C, de natureza empírica, que é adicionado à temperatura com vista a corrigir a proporcionalidade entre  $\ln P_v$  e  $1/T$  [20].

No caso em estudo, foi curiosa a observação direta da influência da Equação de Antoine no sistema de vácuo. Uma vez que, durante o arrefecimento da resina, em que se usa vácuo de 0,2 bar, não só o arrefecimento é proporcionado pelas serpentinas de água de arrefecimento (CW) como pelo retorno de água condensada. Quando inicialmente a pressão de trabalho ainda se encontra abaixo da pressão de vapor da água, é visível que a quantidade de água extraída e retornada ao reator é bastante elevada. No entanto, no decorrer do arrefecimento a temperatura vai diminuindo, o que faz com que a pressão de vapor da água também diminua. Por isso, quando a pressão de vapor atinge o valor da pressão de trabalho – o vácuo – deixa-se de evaporar a água, sendo bastante notória a diminuição da quantidade de água em recirculação. Isto faz com que o arrefecimento da resina seja mais rápido durante a fase inicial do arrefecimento, porque a água condensada também vai ajudar ao arrefecimento

da resina, apresentando um declive mais acentuado. Ao passo que, quando a pressão de vapor da água já foi vencida pelo vácuo, o arrefecimento torna-se mais lento dada a diminuição do caudal de vapor de água extraído. Estas diferenças de declive na etapa do arrefecimento podem ser observadas na Figura 4.4.

### 4.3. BALANÇOS DE MASSA E ENTÁLPICO

O principal objetivo destes balanços de massa e entálpico, foram a determinação da quantidade de ar a retirar ao reator. No entanto, durante a análise aos balanços, foram tiradas outras conclusões importantes para o decorrer do trabalho. Assim, os sistemas apresentados na Figura 4.1 e na Figura 4.2 foram a base para construir ambos os balanços, mássicos e entálpicos, dando origem a modelos que tentam descrever o melhor possível a realidade do sistema.

Dado que, a ocorrência de vácuo de 0,2 bar, zona em que a resina é arrefecida, é o que mais interessa neste estudo em particular, os modelos apresentados de seguida foram concentrados nessa parte de produção de um lote de resina. Como mostra a Figura 4.3 e a Figura 4.4.

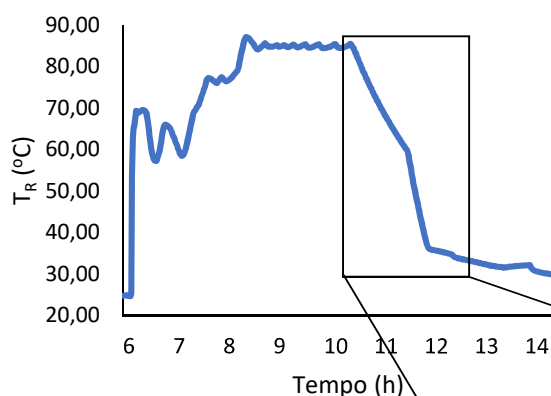


Figura 4.3 Evolução da temperatura do reator em função do tempo, durante a produção de um *batch* de resina.

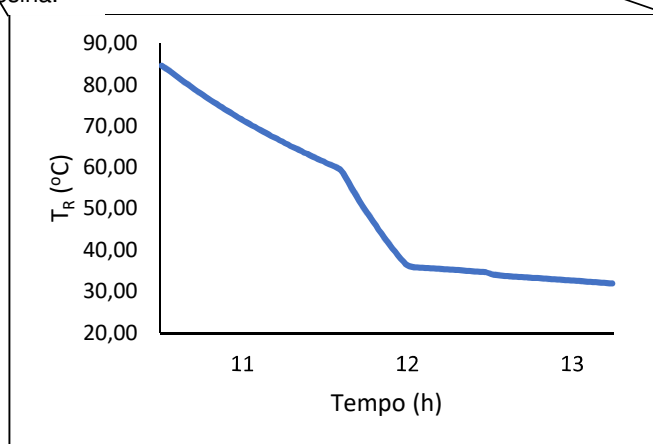


Figura 4.4 Etapa de arrefecimento sob 0,2 bar de vácuo.

Pela análise da Figura 4.3 é possível observar as diversas fases que ocorrem durante a produção de um *batch* de resina. No início da produção é ligado o *small* vácuo e a agitação, sendo depois carregados ao reator o formaldeído, água de processo (caso seja necessário acertar a concentração de formaldeído), a melamina, a soda (para acerto de pH) e a primeira ureia. Depois é adicionado o ácido e a segunda ureia. Segue-se a etapa de condensação da resina em que é verificado regularmente o valor da viscosidade da mistura. Quando este atingir o valor especificado é adicionado outra carga de soda e dá-se início à etapa de arrefecimento, em que é ativado o vácuo de 0,2 bar. Após esta etapa, é de novo dada a instrução para retomar o *small* vácuo e é adicionada a terceira ureia. Posteriormente, arrefece mais um pouco e é descarregada para armazenamento.

#### 4.3.1. MODELO SIMPLIFICADO

Neste modelo foi feita uma aproximação, de que, dentro do reator, a agitação é perfeita.

Primeiramente, considerou-se que o sistema representava a seguinte situação: tanque atestado com mistura reacional com arrefecimento exclusivo das serpentinas de CW (água de arrefecimento) que estão inseridas no interior do reator. Este modelo teve como análise uma referência de resina, que por outros motivos, teve de ser retirado o vácuo de 0,2 bar durante o arrefecimento. Pelo que, todo o lote é realizado a *small* vácuo.

O balanço de massa nesta situação simples não tem relevância, uma vez que não existem entradas nem saídas de matéria.

Para o desenvolvimento do balanço entálpico foi necessário, em primeiro lugar, definir um estado de referência. Considerando que os componentes presentes neste sistema, por simplificação, são resina e água. O resumo do estado de referência definido para este modelo simplificado está na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 Definição do estado de referência.

Estado de Referência	
Temperatura (°C)	20
Pressão	Pressão de trabalho
Estado de agregação dos compostos	Estado líquido

O balanço entálpico deste modelo é simples e traduz a energia acumulada no sistema que equivale ao calor retirado pelas serpentinas de CW. A equação (4.3) representa o balanço entálpico para este modelo simplificado.

$$\frac{\Delta(\Delta H)}{dt} = -Q_{ret} \quad (4.3)$$

Sendo que neste caso a energia acumulada pode ser representada pela equação (4.4) e o calor retirado pelas serpentinas de CW pela equação (4.5).

$$M_L \bar{C}_p^L (T - T_{ref}) \quad (4.4)$$

$$M_{CW} \bar{C}_p^{CW} (T_{out} - T_{in}) \quad (4.5)$$

A resolução numérica desta equação diferencial, utilizando o Método de Euler, é expedita e no final, representa a variação da temperatura do reator em função do tempo, tal como apresenta a equação (4.6). Como esta análise é relativa ao período de arrefecimento da resina, nesta em particular que apenas está sob ação de *small* vácuo, o tempo de arrefecimento é de aproximadamente duas horas. Por isso, foi este intervalo de tempo utilizado.

Como não é medido o caudal de água de arrefecimento pelo sistema de controlo, recorreu-se a uma análise de caudais realizada anteriormente na fábrica, para estimar a massa de CW. Estes dados foram importantes na medida em que permitiram prosseguir o cálculo destes balanços.

$$T_R = \frac{-M_{CW} \bar{C}_p^{CW} (T_{out}^{CW} - T_{in}^{CW})}{M_L \bar{C}_p^L} t + T_{ref} \quad (4.6)$$

Em relação à massa de líquido dentro do reator, esta foi apurada recorrendo à análise da totalidade de lotes da referência de resina que apenas tem *small* vácuo, do mês de outubro de 2017. Através dos dados recebidos do DCS (*Distributed Control Systems*) fez-se uma média ponderada e obteve-se assim o resultado pretendido.

As temperaturas de entrada e saída de água de arrefecimento foram arbitradas de modo a criar uma diferença de temperatura o mais abrangente possível, a todos os cenários possíveis. Por isso, o valor usado para o  $\Delta T$  foi de 7°C.

No que toca ao calor específico da resina, o valor retirado da referência [21] não é totalmente claro em relação às condições utilizadas para obtê-lo. No entanto, serve como primeira aproximação deste parâmetro. O resultado obtido para este caso está representado na Figura 4.5. Daí que este modelo preliminar, tenha como principal objetivo a obtenção do valor do calor específico da resina.

Tal como mostra a Figura 4.5 o modelo está muito afastado dos pontos experimentais, por isso, torna-se claro que, neste caso em estudo, o  $C_p$  de 0,6 cal/g.°C [21] não é ajustável. Uma vez que, analisando a equação (4.6) torna-se evidente que um dos principais fatores que influenciam o declive do modelo simplificado é o calor específico do líquido dentro do reator – resina. Pois os demais parâmetros, massa de CW e massa de resina (foram usados valores experimentais), o calor específico da água (considerou-se constante) e as temperaturas da CW, não devem criar tanta influência no modelo final como o  $C_p$  da resina.

Segundo [21] não é possível saber a composição da resina UF, nomeadamente o teor em água e a razão entre formaldeído e ureia, nem a que temperatura se refere este calor específico. Daí que este valor não seja o mais indicado para a continuação dos cálculos que se seguem.

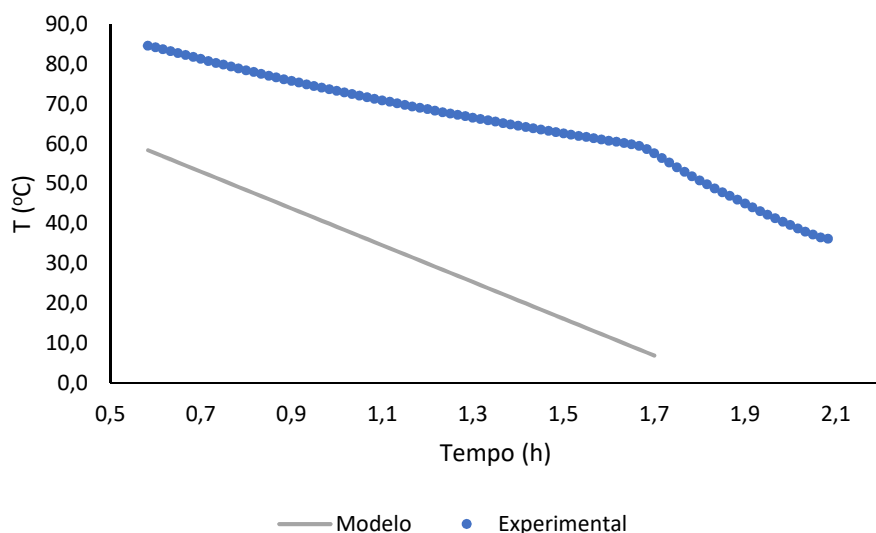


Figura 4.5 Representação do modelo simplificado.

Por meio do *Solver* obteve-se o valor do calor específico da resina que melhor se adequa ao sistema em estudo, Figura 4.6, fazendo uma melhor aproximação à realidade.

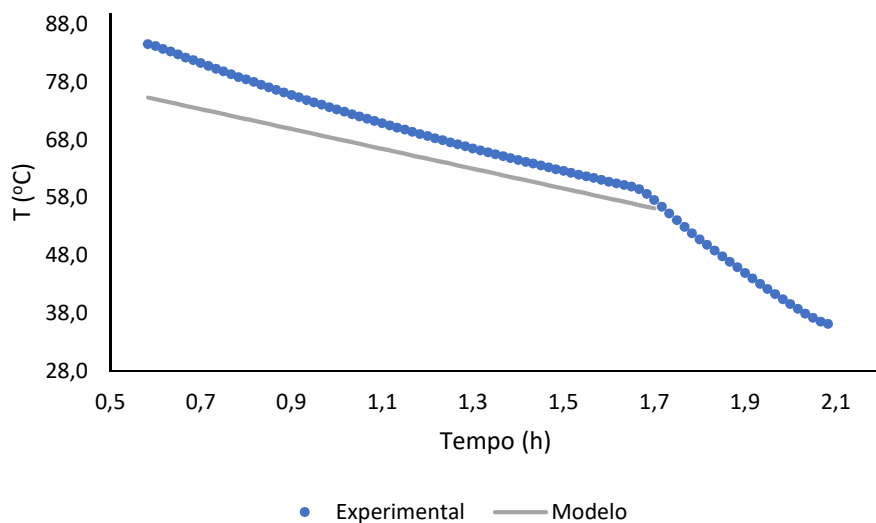


Figura 4.6 Representação do modelo simplificado com  $C_p$  recalculado.

Tal como mostra a Figura 4.6, em comparação com a Figura 4.5, o modelo obtido ajusta-se melhor aos dados experimentais. Assim, o valor obtido para o calor específico após resolução do *Solver*, foi de 1,61 cal/g.°C. Este valor, que será usado nos modelos seguintes, representa melhor a mistura reacional em estudo.

Esta primeira aproximação de um modelo à realidade em estudo, permitiu decidir que no modelo seguinte era preciso afinar alguns pontos para que o modelo traduza o melhor possível a realidade. Não só porque neste caso não se teve em conta o retorno do destilado, proveniente do

condensador, o que arrefece em parte a mistura reacional, como a pressão à qual é feito o arrefecimento não é sob vácuo.

#### 4.3.2. MODELO INTERMÉDIO

Neste modelo, foram ainda feitas algumas aproximações, nomeadamente:

- i. Dentro do reator, admitiu-se agitação perfeita;
- ii. No condensador, admitiu-se condensação total;
- iii. No reator, admitiu-se que é apenas extraído vapor de água.

Inicialmente, considerou-se que o sistema representava a seguinte situação: tanque atestado com mistura reacional com arrefecimento das serpentinas de CW, que estão inseridas no interior do reator, saída de vapor de água e entrada de água condensada. Este modelo teve como análise uma referência de resina, que tal como a maioria das referências de resina produzidas, tem vácuo de 0,2 bar durante o arrefecimento.

O balanço de massa nesta situação é bastante simples, equação (4.7) e (4.8), porque considerando que o condensador é total, todo o vapor de água (V) extraído do reator é retornado ao mesmo sob a forma de água condensada (L).

$$M_L = M_V + \frac{dM}{dt} \quad (4.7)$$

$$\frac{dM}{dt} = 0 \Rightarrow M \approx \text{constante} \quad (4.8)$$

Para o desenvolvimento do balanço entálpico foi necessário, tal como no modelo simplificado, definir um estado de referência. Para melhor comparar modelos, o resumo do estado de referência é o mesmo que está definido na *Tabela 4.1*.

O balanço entálpico deste modelo contempla mais parcelas, do que o modelo simplificado, uma vez que foi necessário entrar em conta com a saída de vapor de água e com a entrada de água condensada. A equação (4.9) representa o balanço entálpico para este modelo intermédio.

$$\Delta H_L = \Delta H_V + Q_{ret} + \frac{\Delta(\Delta H)}{dt} \quad (4.9)$$

A resolução deste modelo é diferente da apresentada no modelo anterior, porque tendo mais variáveis que não são conhecidas à partida, é preciso explicitar outras equações que permitam fazê-lo, equações (4.10), (4.11), (4.12) e (4.13).

$$\Delta H_L = M_L \bar{C}_p^L (T_L - T_{ref}) \quad (4.10)$$

$$\Delta H_V = M_V \bar{C}_p^V (T_V - T_{ref}) + M_V \Delta H_{vap}^V \quad (4.11)$$

$$Q_{ret} = M_{CW} \bar{C}_p^{CW} (T_{in} - T_{out}) \quad (4.12)$$

$$Q_{ret} = \Delta H_V - \Delta H_L \quad (4.13)$$

Com todas estas expressões definidas recorreu-se à análise de equações e variáveis, de maneira a concluir qual o método de resolução, ou seja, sequência de cálculos, que seriam necessários fazer para obter o modelo.

Concluiu-se que:

- i. Em primeiro lugar determinava-se o calor a retirar ao reator, através das serpentinas com CW, equação (4.12).
- ii. Em seguida, substituindo as equações (4.10) e (4.11) na equação (4.13), por iteração com o Solver obteve-se  $T_L$  e  $M_L=M_V$ .
- iii. Finalmente, determinou-se os valores da entalpia do líquido, equação (4.10), e da entalpia do vapor, equação (4.11).

Com todos os valores calculados e através do método de Euler, obteve-se o modelo intermédio, que se comparou com os resultados experimentais, Figura 4.7.

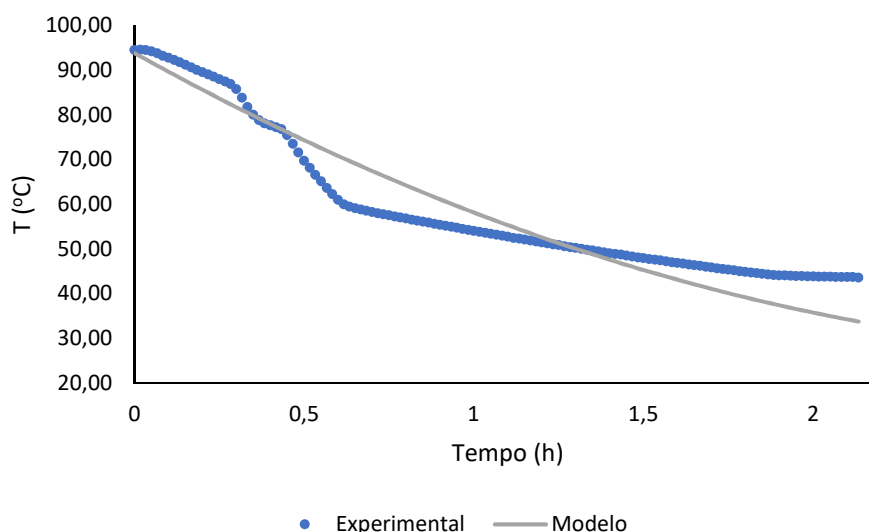


Figura 4.7 Representação do modelo intermédio.

A obtenção de modelos matemáticos com base nos balanços de massa e entálpicos de diferentes sistemas, que se aproximem tanto quanto possível da realidade em estudo, visa alcançar a quantidade de vapor de água e ar que o sistema de vácuo extrai durante o *small* vácuo e o vácuo. Por isso, este modelo, apesar de representar uma melhoria em relação ao modelo simplificado (apresentado no subcapítulo 4.3.1.) também não descreve corretamente o caso em análise. Essencialmente, porque os valores obtidos para a quantidade de água em recirculação no reator e condensador, não foram os esperados. Estes não descreviam a realidade observada no sistema em estudo.

Apesar da Figura 4.7 se ajustar melhor aos pontos experimentais do que a Figura 4.6, o modelo intermédio não contabiliza a extração de ar de dentro do reator. Este dado importante não foi tomado em conta de modo a simplificar o cálculo do modelo. O que resultou num modelo que até descreve bem a realidade, dentro das limitações observadas, mas através dele não é possível obter as quantidades de água e ar extraídas pelo sistema de vácuo.

De modo a otimizar este modelo foram usadas temperaturas experimentais lidas com o auxílio de uma pistola de infravermelhos, que lê a temperatura da superfície da tubagem (Ver Capítulo 4.4.). Apesar do erro que pode estar associado a este tipo de leituras, as mesmas foram utilizadas na descrição do modelo, atendendo que foram as únicas possíveis. As temperaturas medidas e posteriormente utilizadas foram:

- i. Temperatura de entrada da CW no reator;
- ii. Temperatura de saída da CW no reator;
- iii. Temperatura de entrada da CW no condensador;
- iv. Temperatura de saída da CW no condensador;
- v. Temperatura do vapor extraído do reator.

### 4.3.3. MODELO FINAL

Neste modelo, foram feitas as mesmas aproximações que no modelo intermédio, à exceção da última que se considerou extração de vapor de água e ar.

Inicialmente, considerou-se que o sistema representava a seguinte situação: tanque atestado com mistura reacional com arrefecimento das serpentinas de CW, que estão inseridas no interior do reator, saída de vapor de água e de ar e entrada de água condensada. Este modelo teve como análise uma referência de resina, que tal como a maioria das referências de resina produzidas, tem vácuo de 0,2 bar durante o arrefecimento.

O balanço de massa nesta situação é mais completo, uma vez que considera dois componentes extraídos pelo sistema de vácuo: vapor de água e ar. Por isso, por hipótese admite-se que o sistema de vácuo extrai ar saturado. As equações (4.2), (4.14), (4.15) e (4.16), representam o balanço efetuado.

$$k = \frac{P_V}{P} \quad (4.14)$$

$$y_{\text{água}} = kx_{\text{água}} \quad (4.15)$$

$$M_L = M_V + \frac{dM}{dt} \quad (4.16)$$

Para o desenvolvimento do balanço entálpico foi necessário, tal como nos modelos simplificado e intermédio, definir um estado de referência. Para melhor comparar modelos, o resumo do estado de referência é o mesmo que está definido na Tabela 4.1.



O balanço entálpico deste modelo contempla as mesmas parcelas que o modelo intermédio, dado que o sistema em causa é muito similar. A equação (4.17) representa o balanço entálpico para este modelo intermédio.

$$\Delta H_L = \Delta H_V + Q_{ret} + \frac{\Delta(\Delta H)}{dt} \quad (4.17)$$

A resolução deste modelo é também idêntica à usada no modelo intermédio, com a diferença do balanço de massa, que foi introduzido na resolução do modelo.

Após todos os valores calculados e através do método de Euler, obteve-se o modelo final, que se comparou com os resultados experimentais, Figura 4.8.

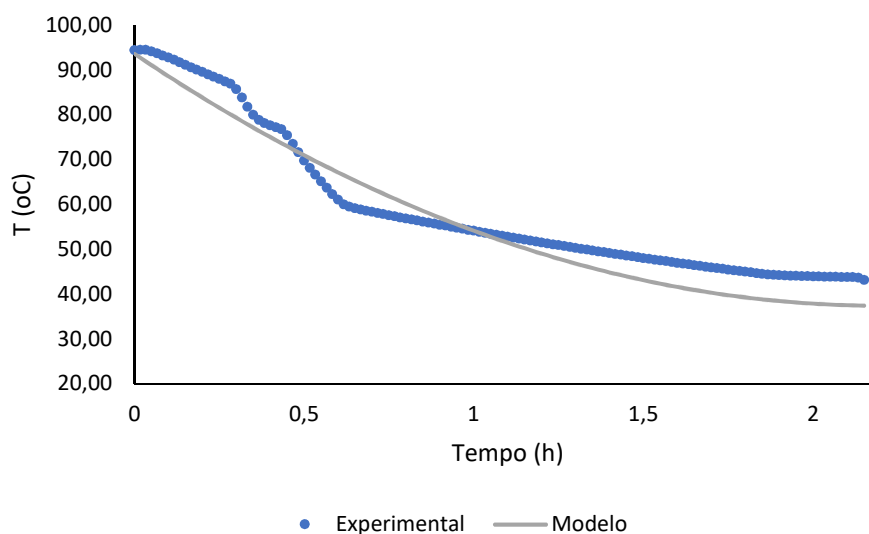


Figura 4.8 Representação do modelo final.

Este modelo ajusta-se bem aos pontos experimentais, apresentando um desvio total de 9,2%. Por isso pode concluir-se que a introdução de mais um fator que aproxima o modelo da realidade, ajudou a aprimorar os modelos matemáticos para este sistema. Ainda que, tanto o modelo da Figura 4.7 (que tem um desvio total de 10,8%) como o modelo da Figura 4.8 representam aproximações à realidade, nota-se pela sua observação que, por mais que se introduzam factos reais, sendo este um caso prático, existem alguns desvios entre o experimental e o modelo.

Através deste modelo foi possível obter os valores da quantidade de vapor de água e ar extraídos do reator na fase de *small* vácuo e na fase do vácuo. O resumo destes valores está representado na Tabela 4.2.

A análise efetuada às quantidades obtidas foi dividida em três fases diferentes: a fase de vácuo de 0,2 bar, em que se dá o arrefecimento da resina; a fase anterior ao arrefecimento, em que é feito *small* vácuo; e a fase posterior ao arrefecimento, em que é também é feito *small* vácuo.

Estes valores obtidos foram muito importantes, uma vez que fizeram a ponte com o desenvolvimento seguinte do trabalho, nomeadamente para o dimensionamento do novo sistema de vácuo.

Tabela 4.2 Volumes de água e ar retirados pelo sistema de vácuo.

Fase	Volume (m <sup>3</sup> )	
	Água	Ar
<b>Small Vácuo – Início</b>	2,78E-3	5,19E+1
<b>Vácuo</b>	1,83E-2	2,74E+1
<b>Small Vácuo – Final</b>	9,95E-4	4,98E+1

Durante a fase inicial de *small* vácuo, que demora em média cerca de 3/4 horas, o *small* vácuo tem como principal função a de manter a pressão de 0,99 bar dentro de um reator fechado, em que entram todas as matérias-primas necessárias à produção da resina. Este estágio do processo produtivo varre uma gama de temperaturas entre os 60°C e os 94°C, aproximadamente. Por isso, durante esta fase é esperado que seja extraída maior quantidade de ar do que de água, uma vez que as entradas no processo vêm ocupar espaço dentro do reator, que é compensado pela extração de ar de dentro do mesmo.

Quanto mais se aumentar a temperatura dentro do reator, maior a tendência da água para passar da fase de líquido para a fase de vapor. Mas, enquanto a pressão de vapor da água for menor do que a pressão do sistema, imposta pelo sistema de vácuo, a quantidade de moléculas de água que vaporiza, e posteriormente condensa, é ainda pequena. Daí que, seja observável pela Tabela 4.2 que o volume de ar extraído é bastante superior ao volume de água extraída.

Durante a fase de vácuo, que demora em média cerca de 1,5/2 horas, a resina é sujeita a um arrefecimento a uma pressão de 0,2 bar. Nesta etapa foi observado, pelo óculo disponível na tubagem da água condensada que retorna ao reator, um preenchimento do interior da tubagem por parte da água muito superior à observada durante a fase anterior. Isto significa que, no momento antes de ser dada a instrução de diminuição da pressão de 0,99 bar para 0,2 bar, a pressão de vapor da água seria de, aproximadamente, 0,85 bar [22]. Foi desprezado, para efeitos de comparação, que a água referida até ao momento pertence à mistura reacional. Havendo uma diminuição da pressão interior do reator por força do sistema de vácuo, a pressão de vapor da água torna-se superior à pressão do sistema, por esse motivo a quantidade de água que vaporiza aumenta muito e por consequência a quantidade de água condensada também, de modo a restabelecer o equilíbrio dinâmico entre as fases.

Este acontecimento tem a duração de, aproximadamente, 20 minutos, segundo observação efetuada, e durante esse tempo, o reator arrefece, em média 10°C – sendo o seu início entre os 90°C e os 80°C. Isso pode ser também justificado pela equação (4.2), uma vez que, nessa gama de temperaturas, a pressão de vapor da água oscila entre 0,5 bar e 0,9 bar [22]. Logo, mais elevada do

que a pressão de vácuo, que é de 0,2 bar. Os 20 minutos observados correspondem ao tempo que a pressão de vapor demora a ser vencida pela pressão do sistema, a partir do qual deixa de haver uma força motriz que justifique o elevado caudal de água vaporizada e conseqüentemente condensada. Após isto, o interior da tubagem, observado através do óculo, fica apenas revestido por água, sendo visível o seu escoamento pelas paredes.

Todas estas razões justificam o volume de água extraído durante esta fase, que, comparada com as outras, é a que demora menos tempo, mas a que tem um valor superior. Como demonstra a Tabela 4.2. Todavia, a quantidade de ar extraída também é a menor obtida, porque estando a bomba a trabalhar no seu máximo, se extrai vapor de água, obviamente que extrai menor quantidade de ar.

Durante a fase final de *small* vácuo, que demora em média cerca de 2/3 horas, o *small* vácuo tem como principal função a de manter a pressão de 0,99 bar dentro de um reator fechado. Este estágio do processo produtivo varre uma gama de temperaturas entre os 55°C e os 25°C, aproximadamente. Por isso, durante esta fase é de novo esperado que seja extraída maior quantidade de ar do que de água, como foi justificado anteriormente.

#### **4.4. LEITURA DE TEMPERATURAS E SUA ANÁLISE**

De modo a fechar os balanços realizados anteriormente, e por forma a conferir aos modelos matemáticos a máxima quantidade possível de factos reais do sistema, foi necessário observar e retirar alguns valores de temperaturas de correntes do processo, que o DCS não fornecia nem havia no campo indicadores dessa mesma temperatura. Isto foi feito com recurso a uma pistola de infravermelhos, que lê a temperatura da superfície da tubagem. Esta leitura tem algum erro associado, mas sendo a única possibilidade, foi usada neste trabalho.

##### **4.4.1. RESINA COM *SMALL* VÁCUO**

No dia 15 de janeiro de 2018, foi observado um lote de resina em que não é utilizado vácuo de 0,2 bar, apenas 0,99 bar durante toda a produção (*small* vácuo). O início do *batch* e respetivo acompanhamento foi às 16 horas, no entanto, as leituras de temperaturas nos diversos pontos começaram às 18:30. Nesta observação, apesar dos valores retirados não terem sido utilizados na otimização dos modelos matemáticos, foram úteis na medida em que permitiram obter um termo de comparação entre um lote produzido com e sem utilização de vácuo.

A saída de CW do reator é feita por quatro tubagens diferentes, que compõem a serpentina, mas estas convergem com uma outra tubagem que une os quatro caudais, Figura 4.9. Daí que a temperatura de saída da água de arrefecimento tenha sido lida em quatro pontos diferentes e no ponto de união, tal como mostra a Figura 4.10.

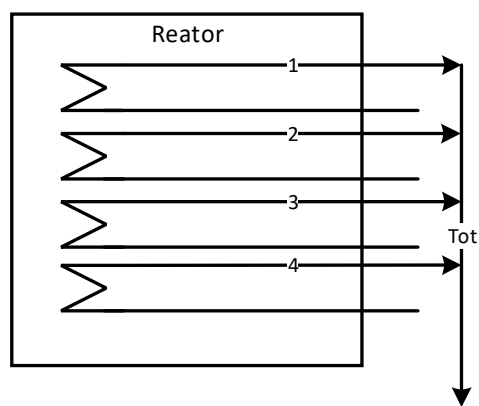


Figura 4.9 Esquema simplificado dos pontos onde se retiraram os valores de temperatura da serpentina de água de arrefecimento do reator.

Todas as representações das temperaturas lidas foram apresentadas juntamente com o valor da temperatura do reator que advém do DCS.

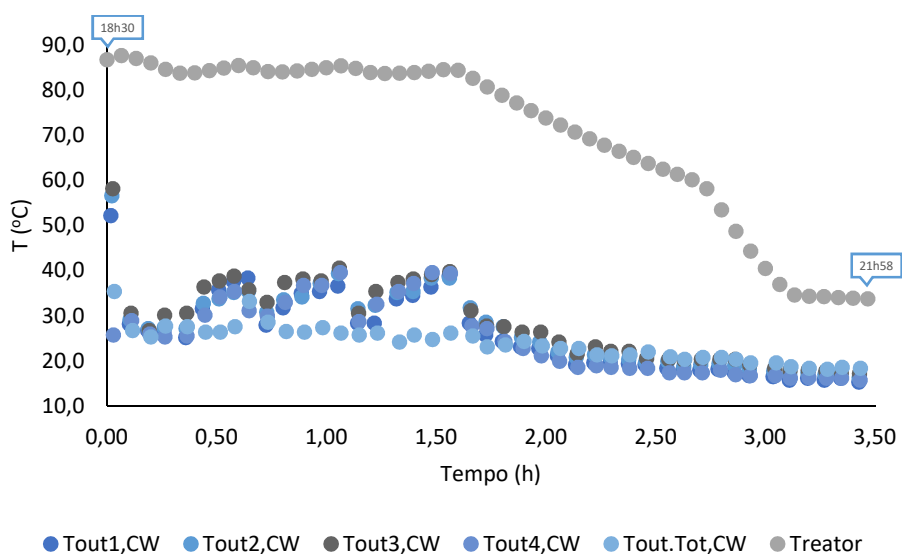


Figura 4.10 Representação das temperaturas de saída de CW das serpentinas do reator.

Após a representação anterior, fez-se uma média entre os quatro pontos de temperaturas lidos e representou-se em conjunto com a temperatura total lida no local. De modo a decidir qual o conjunto de valores que melhor se adequa à realidade recorreu-se a duas situações. Primeiro calculou-se o desvio padrão entre as duas variáveis e que, posteriormente foi representado na forma de barras de erro, Figura 4.11.

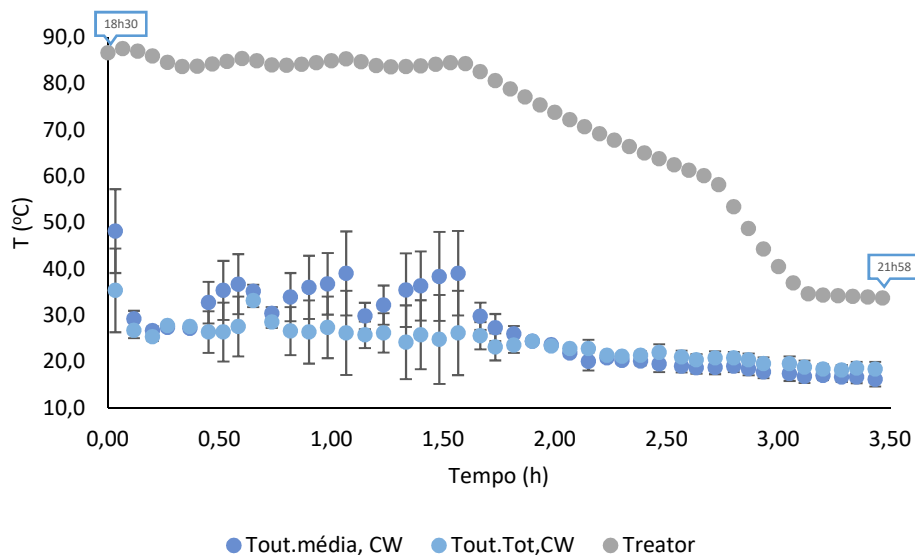


Figura 4.11 Representação da temperatura de saída da CW, média e total, das serpentinas do reator.

Por observação da Figura 4.11 pode concluir-se que existem desvios significativos entre os dois conjuntos de pontos, principalmente entre aqueles que se encontram mais afastados. Em alguns desses desvios, os pontos do conjunto “ $T_{out,média}^{CW}$ ” não caem dentro do desvio padrão da “ $T_{out,total}^{CW}$ ”.

Por último recorreu-se à análise de sensibilidade de ambas as temperaturas – média e total – como mostram a Figura 4.12 e a Figura 4.13.

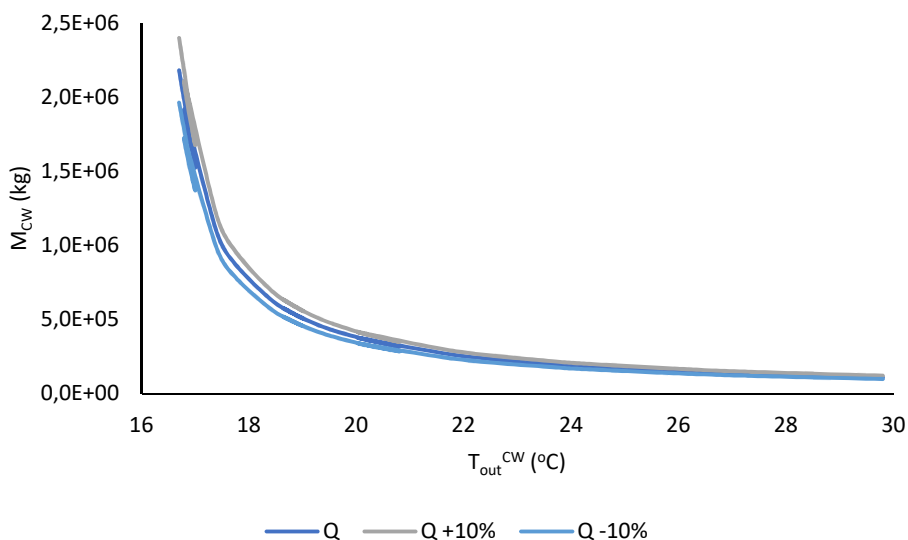


Figura 4.12 Análise de sensibilidade da  $T_{out}$  média da CW.

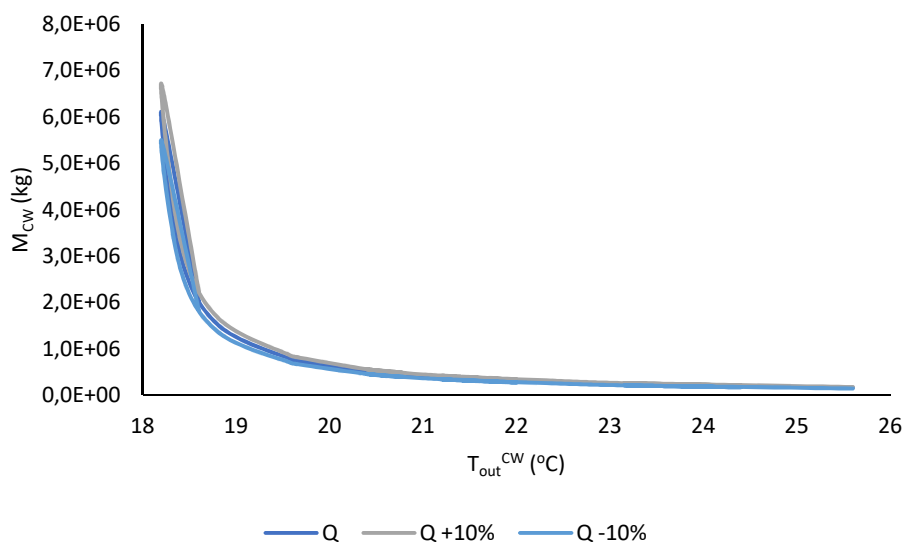


Figura 4.13 Análise de sensibilidade da  $T_{out}$  total da CW.

A Figura 4.12 e a Figura 4.13 mostram a variação da massa de CW em função da temperatura de saída de CW média e total, respetivamente, sendo o calor retirado o valor constante nestas análises. Para os três modelos construídos (Ver subcapítulo 4.3) a massa de CW utilizada foi constante e de valor igual a 1,53 ton. Apesar da gama de temperaturas varridas pela Figura 4.12 ser superior à Figura 4.13, a diferença entre os três valores de calor retirado é superior, e por isso o conjunto de valores totais é uma melhor aproximação da realidade. Daí que nas representações seguintes seja utilizado esse conjunto para efeitos de comparação e cálculos.

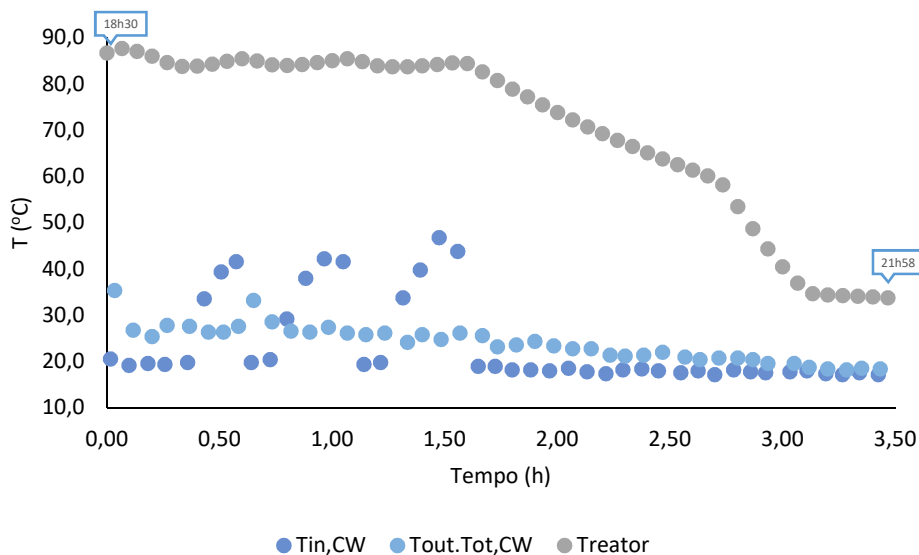


Figura 4.14 Comparação entre entrada e saída da CW das serpentinas do reator.

Na Figura 4.14 pode observar-se que quando a temperatura do reator é mais elevada, a diferença entre as duas correntes que arrefecem o reator é também superior, tal como seria de esperar.

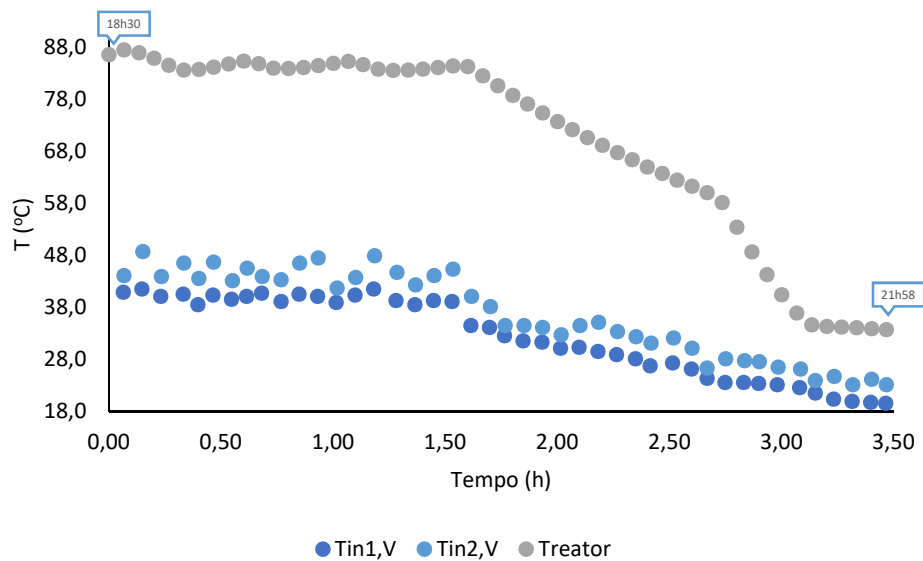


Figura 4.15 Evolução da temperatura do vapor extraído em dois pontos diferentes, em função do tempo.

A saída de vapor do reator, e conseqüente entrada no condensador, representa a quantidade extraída pelo sistema de vácuo. Mediu-se em dois pontos diferentes, um deles no meio da tubagem ( $T_{in,1}^V$ ) e o outro na junção entre a tubagem e o condensador ( $T_{in,2}^V$ ). Mas como se pode analisar pela Figura 4.15, ambos os pontos deram valores muito próximos. Como primeira aproximação, na construção dos modelos, admitiu-se que a temperatura desta corrente seria igual à temperatura medida dentro do reator. No entanto, após a observação desta resina concluiu-se que talvez não fosse assim, devida a diferença constatada entre os valores. No entanto, como essa diferença é muito grande, cerca de 40°C, decidiu-se não usar os valores medidos na superfície da tubagem, uma vez que, por força do cariz da tubagem, que tem um diâmetro muito grande e pelo facto de ser um vapor a circular no interior – pode não preencher totalmente o interior – e no momento das leituras não ter contactado aquele ponto de medição, desprezaram-se esses valores.

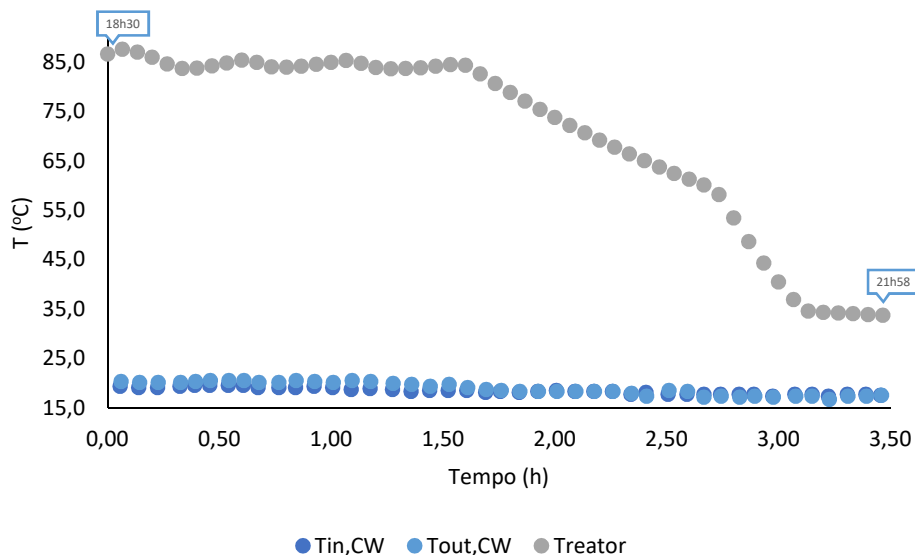


Figura 4.16 Representação das temperaturas de entrada e saída da CW do condensador.

A Figura 4.16 representa a diferença entre a temperatura de entrada e a temperatura de saída da CW no condensador. Por análise, pode concluir-se que o condensador não tem dificuldade em condensar o vapor proveniente do reator, uma vez que a diferença entre elas é pequena. Isto acontece porque a quantidade de água de arrefecimento é bastante elevada.

#### 4.4.2. RESINA COM VÁCUO

No dia 30 de janeiro de 2018, foi observado um lote de resina em que é utilizado vácuo de 0,2 bar na etapa de arrefecimento. O início do *batch* e respetivo acompanhamento foi às 11 horas, no entanto, as leituras de temperaturas nos diversos pontos começaram às 14:10. Esta observação foi importante porque permitiu retirar valores que depois de introduzidos nos modelos matemáticos, lhes conferiram alguma realidade.

A saída de CW do reator é feita por quatro tubagens diferentes, que compõem a serpentina, mas estas convergem com uma outra tubagem que une os quatro caudais, Figura 4.17. Daí que a temperatura de saída da água de arrefecimento tenha sido lida em quatro pontos diferentes e no ponto de união, tal como mostra a Figura 4.18.



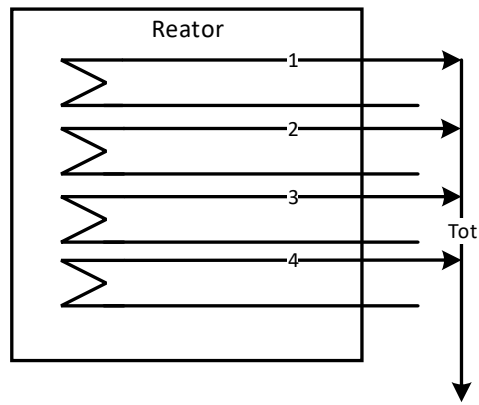


Figura 4.17 Esquema simplificado dos pontos onde se retiraram os valores de temperatura da serpentina de água de arrefecimento do reator.

Todas as representações das temperaturas lidas foram apresentadas juntamente com o valor da temperatura do reator que advém do DCS.

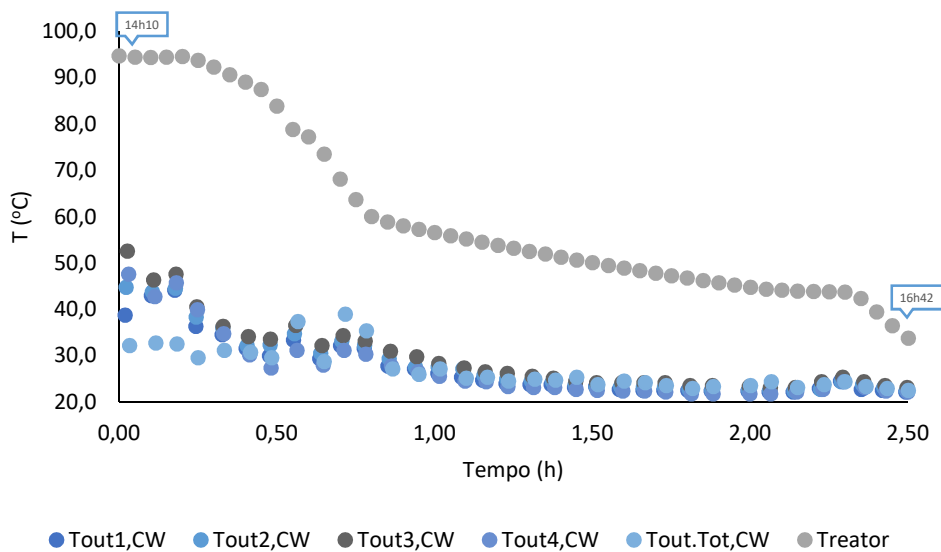


Figura 4.18 Representação das temperaturas de saída de CW das serpentinas do reator.

Depois de representar a Figura 4.18, fez-se uma média entre os quatro pontos de temperaturas lidos e representou-se com a temperatura total lida no local. De modo a decidir qual o conjunto de valores que melhor se ajusta à realidade recorreu-se a duas situações. Por um lado, calculou-se o desvio padrão entre as duas variáveis e representou-se este na forma de barras de erro, Figura 4.19.

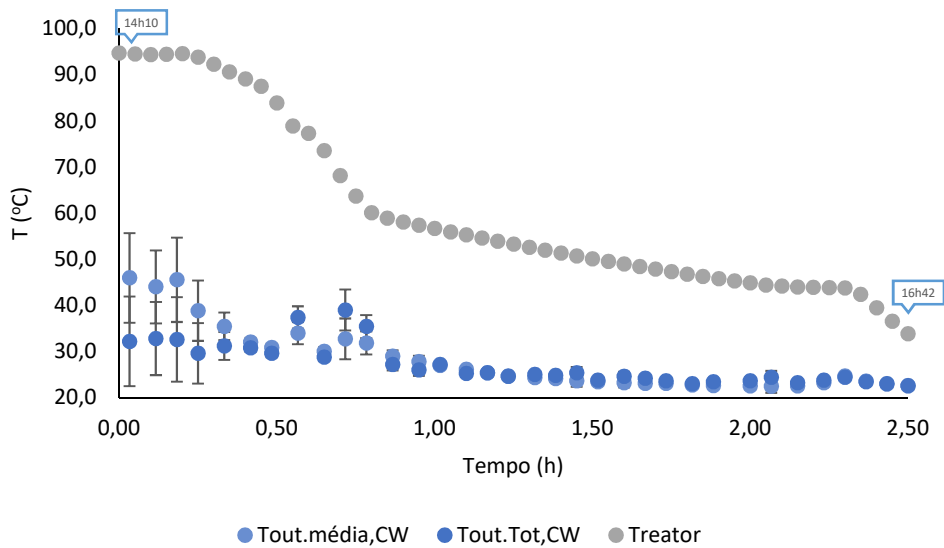


Figura 4.19 Representação da temperatura de saída da CW, média e total, das serpentinas do reator.

Por observação da Figura 4.19 pode concluir-se que existem desvios significativos entre os dois conjuntos de pontos, principalmente entre aqueles que se encontram mais afastados. Em alguns desses, os pontos do conjunto “ $T_{out,média}^{CW}$ ” não cai dentro do desvio padrão da “ $T_{out,total}^{CW}$ ”, o que leva a concluir que a média dos quatro valores não se ajusta às temperaturas reais da corrente.

Por outro lado, recorreu-se à análise de sensibilidade de ambas as temperaturas – média e total – como mostram a Figura 4.20 e a Figura 4.21.

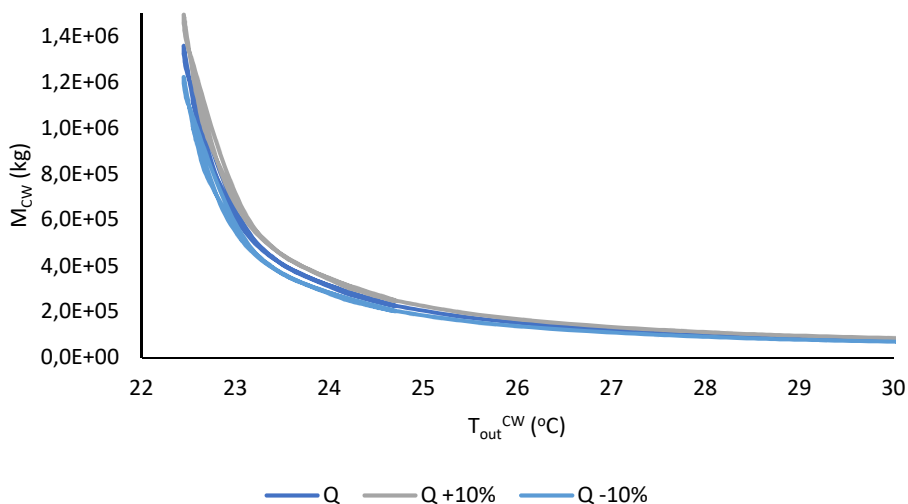


Figura 4.20 Análise de sensibilidade da  $T_{out}$  média da CW.

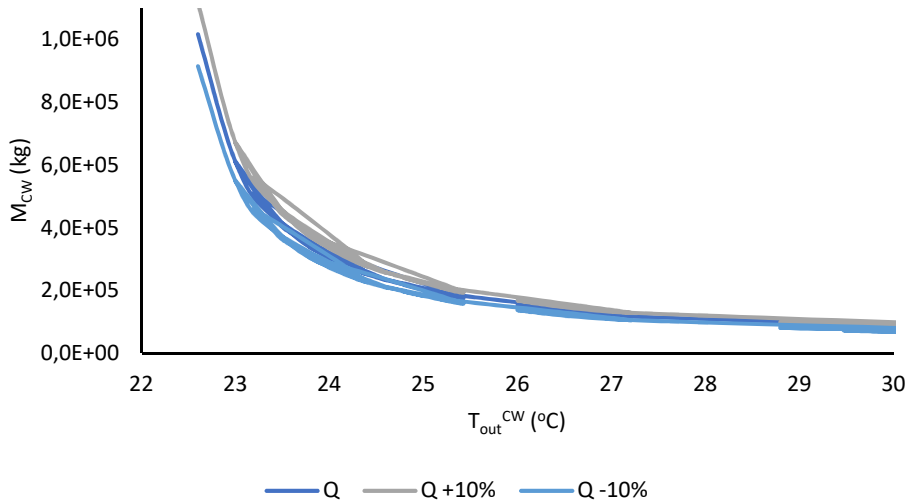


Figura 4.21 Análise de sensibilidade da  $T_{out}$  total da CW.

A Figura 4.20 e a Figura 4.21 mostram a variação da massa de CW em função da temperatura de saída de CW média e total, respectivamente, sendo o calor retirado o valor constante nestas análises. No caso desta resina, a análise de sensibilidade feita à temperatura média dá melhores resultados, no que respeita à diferença entre os três valores de calor retirado. No entanto decidiu-se utilizar o conjunto de valores total. Daí que nas representações seguintes seja utilizado esse conjunto para efeitos de comparação e cálculos.

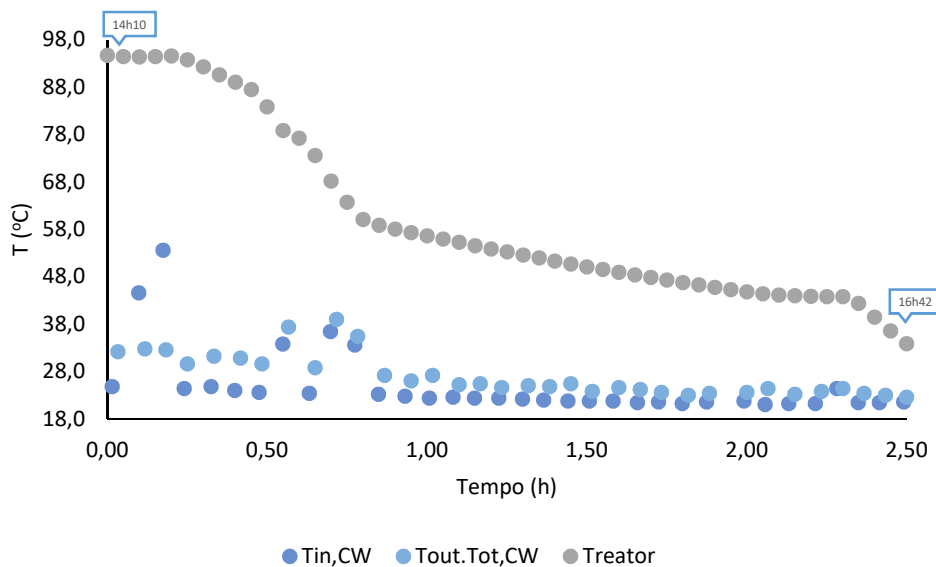


Figura 4.22 Comparação entre entrada e saída da CW das serpentinas do reator.

Acerca da Figura 4.22 pode observar-se que quando a temperatura do reator é mais elevada, a diferença entre as duas correntes que arrefecem o reator é também superior, tal como seria de esperar.

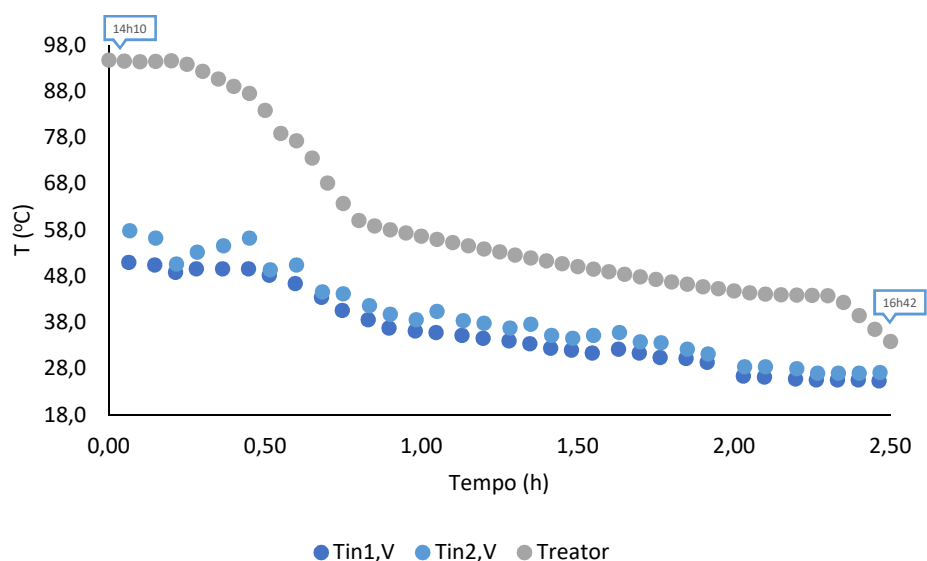


Figura 4.23 Evolução da temperatura do vapor extraído em dois pontos diferentes, em função do tempo.

Tal como justificado no subcapítulo 4.4.1., a saída de vapor do reator, e conseqüente entrada no condensador, é de vapor extraído pelo sistema de vácuo. Este foi medido em dois pontos diferentes, um deles no meio da tubagem ( $T_{in,1,V}$ ) e o outro na junção entre a tubagem e o condensador ( $T_{in,2,V}$ ). Mas como se pode analisar pela Figura 4.23, ambos os pontos deram valores muito próximos, tal como na observação da outra resina, ou seja, estavam afastados em cerca de 40 $^{\circ}C$  da temperatura do interior do reator. Por isso, na construção dos modelos não foi utilizada esta medição, mas sim o valor da temperatura do reator, dada pelo DCS, tal como se tinha admitido inicialmente.

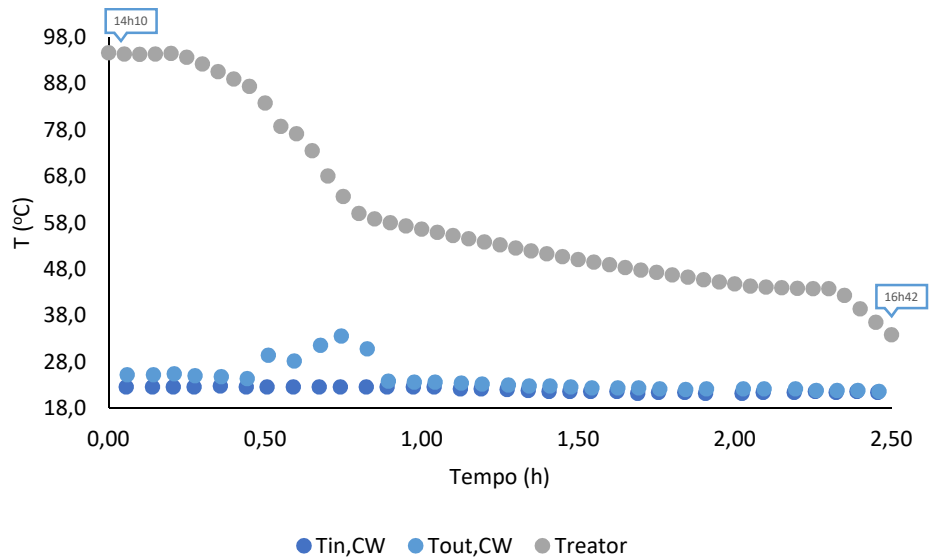


Figura 4.24 Representação das temperaturas de entrada e saída da CW do condensador.

A Figura 4.24 representa a diferença entre a temperatura de entrada e a temperatura de saída da CW no condensador. Por análise desta, pode concluir-se que o condensador não tem dificuldade em condensar o vapor proveniente do reator, uma vez que a diferença entre elas é pequena. Isto acontece porque a quantidade de água de arrefecimento é bastante elevada.



## 5 ESTUDO DA CENTRAL DE VÁCUO

Com o propósito principal de otimizar o sistema de vácuo afeto aos reatores ureicos da Fábrica de Resinas, foi proposto o estudo de uma central de vácuo. Isto quer dizer que, o sistema atualmente instalado na unidade seria porventura substituído por este novo sistema, a central. Daí que a primeira parte deste trabalho tivesse sido a determinação das quantidades, em volume, de água e, principalmente, de ar que são extraídas em cada *batch* de resina, pois seria o parâmetro essencial no dimensionamento do novo sistema de vácuo.

Durante a produção de um *batch* de resina são registados diferentes valores de pressão, uma vez que as necessidades da própria produção de resinas assim o exigem. De modo a compreender melhor estas variações, pode observar-se a Figura 5.1 que representa o perfil de pressões dentro do reator durante um *batch*.

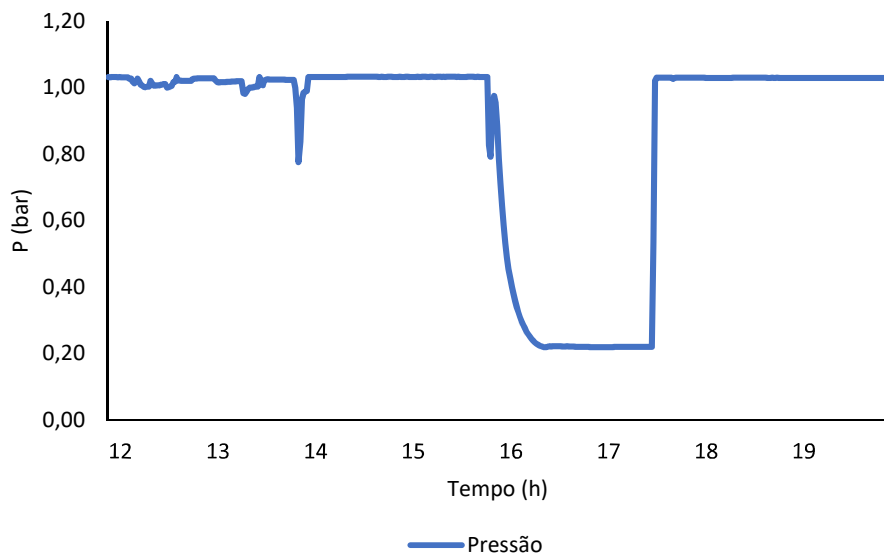


Figura 5.1 Evolução da pressão do reator em função do tempo, durante a produção de um batch de resina.

### 5.1. DIMENSIONAMENTO DA CENTRAL

Tal como a Figura 4.1 e a Figura 4.2 ilustram, a linha do vácuo compreende diversos equipamentos desde a bomba até ao reator, isto é, o ar sugado que provém do reator passa pelo condensador, depois vai até ao pote de destilados e só depois entra na bomba de vácuo de anel líquido. Atravessa ainda obviamente, as conexões que existem entre cada um destes equipamentos, ou seja, as tubagens. Por isso, o dimensionamento da central, para além de levar em conta a quantidade de ar determinada no capítulo anterior também terá de contar com o volume da linha de vácuo, desde o reator até à bomba.

Considerando estes aspetos essenciais, as hipóteses ponderadas para realizar este dimensionamento foram as seguintes:

- i. O pote de destilados está preenchido com água até um terço do seu volume, restando por isso dois terços da sua capacidade;
- ii. O condensador, do lado dos tubos, está preenchido com vapor de água e água condensada até dois terços do seu volume, ficando assim um terço da sua capacidade;
- iii. A situação considerada foi a fase de vácuo, que em termos de dimensionamento é o pior caso, pois é necessário manter o reator a uma pressão de 0,2 bar e, por conseguinte, extrair mais vapor de água e ar de dentro do mesmo, num intervalo menor de tempo.

Os volumes parciais contabilizados neste dimensionamento encontram-se resumidos na Tabela 5.1. No caso do volume total, este foi obtido utilizando um fator de 1,1 uma vez que foi a aproximação encontrada para contabilizar o volume de todas as conexões entre os diferentes equipamentos.

Tabela 5.1 Volumes considerados no dimensionamento da central de vácuo.

<b>Equipamento</b>	<b>Volume Total (m<sup>3</sup>)</b>	<b>Volume Contabilizado (m<sup>3</sup>)</b>
<b>Reator</b>	45	27,4
<b>Condensador</b>	1,84	0,61
<b>Pote destilados</b>	6,2	4,1
<b>Total</b>		35,33

Em termos de dimensionamento, a central de vácuo foi tratada como um tanque, por isso admitiu-se no início dos cálculos que tinha uma razão entre altura e diâmetro de 2. Este pressuposto está dentro do intervalo recomendado, que diz que esta razão não deve ser superior a 5 [23]. O volume do tanque cilíndrico é calculado pela equação (5.1). Em seguida, pela equação (5.2) determinou-se o diâmetro. Após esta determinação, recorreu-se novamente à razão entre o diâmetro e a altura para obter a altura necessária.

$$V = \frac{\pi D^2}{4} \times H \quad (5.1)$$

$$D = \sqrt[3]{\frac{4V}{2\pi}} \quad (6.45) \quad (5.2)$$

Assim, obteve-se os parâmetros resultantes do dimensionamento da central de vácuo, altura e diâmetro, necessários para a posterior implementação do projeto em campo. Estes parâmetros estão apresentados na Tabela 5.2.



Tabela 5.2 Parâmetros do dimensionamento da central de vácuo.

<b>Altura (m)</b>	5,65
<b>Diâmetro (m)</b>	2,82

## 5.2. DIMENSIONAMENTO DO VÁCUO ASSOCIADO À CENTRAL

Tal como no dimensionamento da central de vácuo (Ver subcapítulo anterior), foi necessário restringir a situação para a qual se efetuava este dimensionamento. Por isso, foi considerada a fase de vácuo, que em termos de dimensionamento é o pior caso, pois é necessário manter o reator a uma pressão de 0,2 bar e, por conseguinte, extrair mais vapor de água e ar de dentro do mesmo, num intervalo menor de tempo.

O primeiro parâmetro a ter em conta no dimensionamento de um sistema de vácuo é a conexão entre a bomba e a câmara onde se quer aplicar o vácuo. O que neste caso corresponde às três bombas de vácuo de anel líquido e a central de vácuo. Então, considerou-se que a tubagem que liga os equipamentos anteriores teria 1 metro de comprimento, ou seja, o seu posicionamento dentro da fábrica, seria imediatamente por cima das bombas.

Atualmente, a linha de vácuo da fábrica é composta por diversas tubagens que ligam os diversos equipamentos envolvidos, tal como referido no subcapítulo anterior. Sendo que essas tubagens têm um diâmetro de 8 centímetros. Daí que, neste dimensionamento se tenha considerado igualmente esse valor para o diâmetro.

A partir deste momento foi possível determinar a condutância do sistema, e para isso recorreu-se à equação (3.13). A utilização desta equação implicou assumir que o que circula dentro das tubagens é ar a 20°C. Esta hipótese não deverá ser objeto de problemas futuros uma vez que as tubagens não estão revestidas e existe sempre troca de calor que induz o arrefecimento do ar. O valor obtido está apresentado na Tabela 5.3.

Após este passo foi necessário recorrer ao manual das bombas de anel líquido [24] existentes na fábrica, de modo a retirar-se a velocidade de bombeamento em função da pressão – 0,2 bar. Este dado é facultado pelas curvas da capacidade de sucção em função da pressão de sucção, Figura 5.2. Neste ponto recorreu-se ainda a outra aproximação: usou-se a curva de 1450 rpm para a situação das bombas funcionarem na sua velocidade máxima, que é de 1500 rpm. O valor retirado da curva, mas em unidades de L/s, encontra-se na Tabela 5.3.

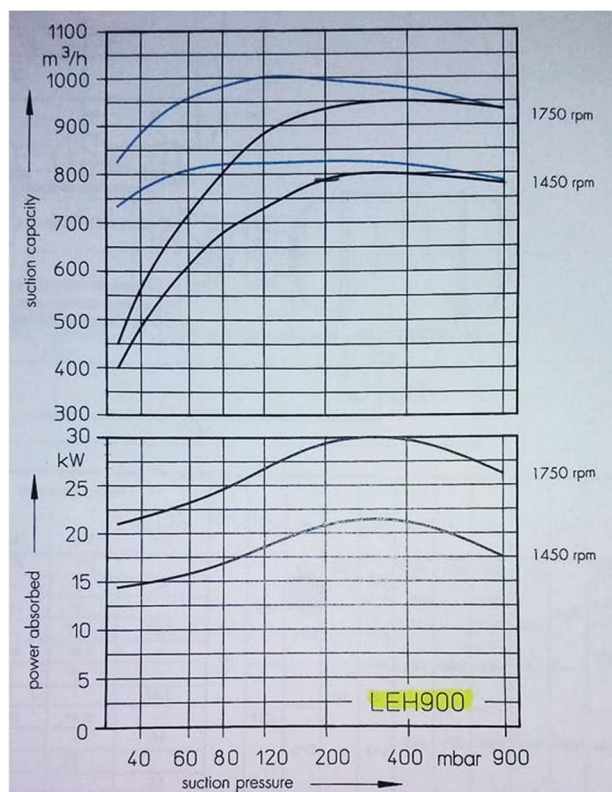


Figura 5.2 Curvas características das bombas de anel líquido [24].

Assim, determinou-se em seguida a velocidade de bombeamento efetiva do sistema, com recurso à equação (3.18). O valor obtido está resumido na Tabela 5.3.

Tal como seria de esperar (baseado nas diversas observações efetuadas no campo), a diferença entre a velocidade de bombeamento,  $S$ , e a velocidade de bombeamento efetiva,  $S_{\text{eff}}$ , é muito grande. O que desencadeou a avaliação da fração de velocidade de bombeamento que está efetivamente a ser utilizada pelo sistema, resultado obtido expresso na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 Parâmetros de dimensionamento do vácuo associado à central.

Parâmetros de dimensionamento	
<b>U (L/s)</b>	55,98
<b>S (L/s)</b>	216,67
<b><math>S_{\text{eff}}</math> (L/s)</b>	44,49
<b>Utilização efetiva de S (%)</b>	20,53
<b>t (min)</b>	21,2

Determinou-se ainda, utilizando a equação (3.22), o tempo necessário para obter o vácuo no sistema, a uma determinada pressão. A utilização desta equação pressupõe que se assumam que a velocidade de bombeamento é constante entre o intervalo de pressões estudado, ou seja, entre 0,99 bar e 0,2 bar. Esta hipótese de trabalho é plenamente aceitável, dado que pela análise da Figura 5.2,

é notória a pouca oscilação na velocidade de bombeamento (ou capacidade de sucção) entre 200 mbar e 900 mbar. Este resultado é importante mensurar visto que dá o intervalo no qual a pressão dentro do sistema varia até alcançar o valor desejado.

De maneira a discutir estes resultados obtidos, recorreu-se a uma análise de sensibilidade. Isto é, para diferentes valores de diâmetro da tubagem recalculou-se todos os outros parâmetros. Sendo contante o valor da velocidade de bombeamento, uma vez que as bombas utilizadas seriam sempre as que estão atualmente na fábrica. Fez-se variar o valor do diâmetro, porque é este que tem maior influência no valor final da condutância. O que faz sentido, uma vez que quanto mais estreito for o tubo por onde se força a passar o ar, maior a sua resistência à passagem. Os valores obtidos para esta análise de sensibilidade estão apresentados na Tabela 5.4.

Tabela 5.4 Análise de sensibilidade dos parâmetros de dimensionamento do vácuo.

Parâmetros de dimensionamento	Análise de sensibilidade		
	<i>D</i> = 13 cm	<i>D</i> = 18 cm	<i>D</i> = 98 cm
<b>U (L/s)</b>	226,57	569,09	49371,78
<b>S (L/s)</b>	216,67	216,67	216,67
<b>S<sub>eff</sub> (L/s)</b>	110,75	156,92	215,72
<b>Utilização efetiva de S (%)</b>	51,12	72,43	99,56
<b>t (min)</b>	8,5	6,0	4,4

O último caso considerado na análise de sensibilidade, em que o diâmetro é de 98 cm, não seria de todo um caso a considerar na prática, visto que, o diâmetro é quase igual ao comprimento do tubo. Apenas é um caso que demonstra o que foi exposto no Capítulo 3, em que é referido que, apenas quando a condutância, *U*, tender para um valor muito grande, perto do infinito, é que a velocidade de bombeamento efetiva (*S<sub>eff</sub>*) se aproxima da velocidade de bombeamento nominal. Com isto, não só se demonstrou esse ponto como se provou que quando o diâmetro, *D*, tende a igualar o comprimento, *L*, a condutância aproxima-se de infinito.

Em contrapartida as duas situações anteriores, em que o diâmetro é de 13 cm e 18 cm, demonstram que, poder-se-ia facilmente aproveitar muito mais velocidade de bombeamento que a bomba disponibiliza, aumentando ligeiramente o diâmetro. Entre o diâmetro utilizado no dimensionamento (8 cm) (Ver Tabela 5.3) e o segundo caso da análise de sensibilidade (18 cm) o aumento do aproveitamento é de cerca de 50% superior, o que com certeza iria refletir um ganho significativo de poupança de energia elétrica. Dado que, iriam ser precisas menos bombas, talvez só uma, e a uma velocidade de trabalho inferior, para obter os mesmos resultados.

### 5.3. MODELO DA CENTRAL

Com três bombas de anel líquido disponíveis, o modelo criado para o funcionamento da central de vácuo teve como principal objetivo, criar um modo de ação para cada bomba, conforme a necessidade no momento, do conjunto dos quatro reatores ureicos. Por esse motivo, foram traçados cinco cenários possíveis, para simular essas mesmas necessidades operatórias. Os cenários traçados foram os seguintes:

- i. Cenário 1 – Cenário real: foi um cenário traçado com base no planejamento do mês de outubro de 2017.
- ii. Cenário 2 – Cenário pessimista: foi um cenário traçado supondo que todos os reatores precisavam de vácuo ao mesmo tempo e durante a hora e meia completa, ou seja, é a pior situação que se pode ter.
- iii. Cenário 3 – Cenário intermédio 1: foi um cenário traçado supondo que todos os reatores precisavam de vácuo ao mesmo tempo e durante apenas uma hora, ou seja, é um cenário menos agressivo que o anterior.
- iv. Cenário 4 – Cenário intermédio 2: foi um cenário traçado supondo que todos os reatores precisavam de vácuo ao mesmo tempo e durante apenas meia hora, ou seja, é um cenário ainda menos agressivo que o pior cenário.
- v. Cenário 5 – Cenário otimista: foi um cenário traçado supondo que nenhum dos reatores precisava de vácuo ao mesmo tempo que qualquer um dos outros reatores, ou seja, é a situação mais favorável que se poderia ter.

Depois de traçados estes cenários, recorreu-se a um dado empírico, isto é, um dado resultante da observação atual de todo o sistema de vácuo, implementado atualmente na unidade industrial. De modo a obter uma relação entre a capacidade de sucção da bomba e a velocidade de funcionamento da mesma. Uma vez que, para o modelo da central funcionar corretamente, as três bombas têm de ser equipadas com um variador de velocidade.

Os dados foram obtidos, com apenas uma bomba a funcionar a 750 rpm, onde é possível fazer *small* vácuo em dois reatores ao mesmo tempo; e com a bomba a funcionar a 1500 rpm, é possível fazer vácuo num reator e *small* vácuo no outro reator. Com estes dados, e recorrendo aos volumes obtidos no subcapítulo 4.3.3., traçou-se a Figura 5.3.

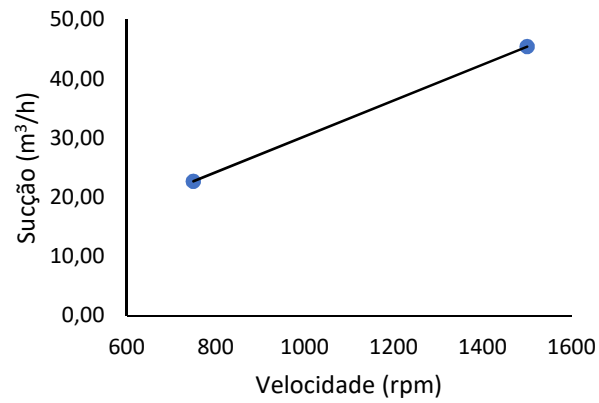


Figura 5.3 Representação gráfica da sucção observada em função da velocidade também observada.

Para o escalonamento dos cenários, considerou-se uma generalização de um *batch* de resina, ou seja, admitiu-se que um lote demora 8 horas e que tem três fases bem definidas no tempo: 3,5 horas de *small* vácuo inicial, 1,5 horas de vácuo e 3h de *small* vácuo final.

Na interpretação dos diferentes cenários, para a cor azul corresponde o *small* vácuo e para o vermelho corresponde o vácuo.

### 5.3.1. CENÁRIO 1 – CENÁRIO REAL

O cenário real, foi traçado com base no planeamento verídico de um dia aleatório do mês de outubro de 2017. Este cenário está representado na Tabela 5.5, sendo a cor azul correspondente ao *small* vácuo, 0,99 bar, e a cor laranja ao vácuo de 0,2 bar.

Tabela 5.5 Planeamento de um dia para o cenário real.

Cenário 1 – Cenário Real	Tempo (h)																							
	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23
R-311	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue
R-321	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue
R-331	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue
R-341	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue

Após a descrição do cenário, colocou-se em prática o princípio de funcionamento desejado para este modelo, que é o do arranque/paragem faseados das três bombas de vácuo de modo a suprimir as necessidades de cada reator. Tal como mostra a Figura 5.4.

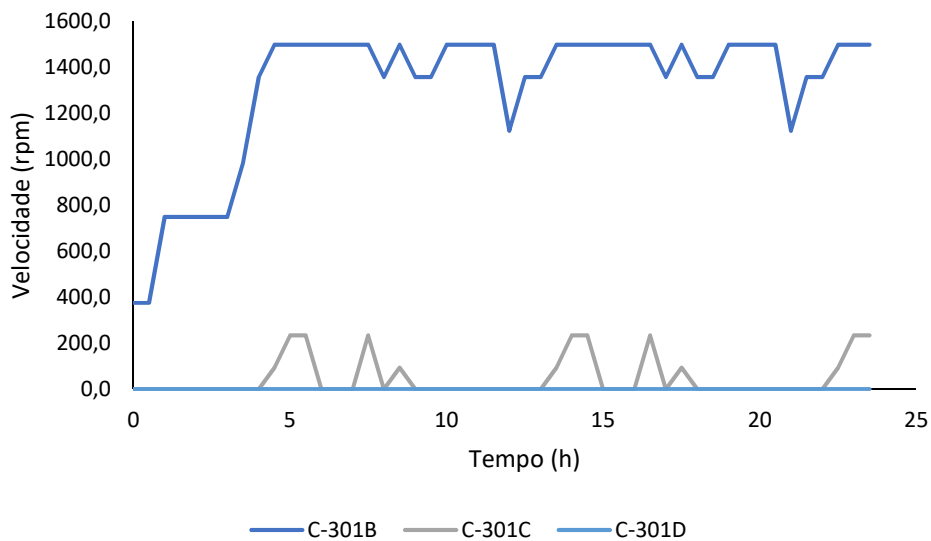


Figura 5.4 Representação gráfica do modelo da central para o cenário real.

Pela análise da Figura 5.4 pode observar-se que, em nenhuma circunstância é necessária a intervenção da bomba C-301D, ou seja, este já seria um acontecimento esperado, dado que, no sistema atual implementado na fábrica, a terceira bomba é a de substituição.

### 5.3.2. CENÁRIO 2 – CENÁRIO PESSIMISTA

O cenário pessimista, foi traçado com base no pior caso que poderia suceder num planeamento de produção de resinas, ou seja, em que os quatro reatores tenham as mesmas necessidades de vácuo em simultâneo. Este cenário está representado na Tabela 5.6, sendo a cor azul correspondente ao *small* vácuo, 0,99 bar, e a cor laranja ao vácuo de 0,2 bar.

Tabela 5.6 Planeamento de um dia para o cenário pessimista.

Cenário 2 – Cenário Pessimista	Tempo (h)																							
	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23
R-311	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue
R-321	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue
R-331	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue
R-341	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue

Após a descrição do cenário, colocou-se em prática o princípio de funcionamento desejado para este modelo, que é o do arranque/paragem faseados das três bombas de vácuo de modo a suprimir as necessidades de cada reator. Tal como mostra a Figura 5.5.

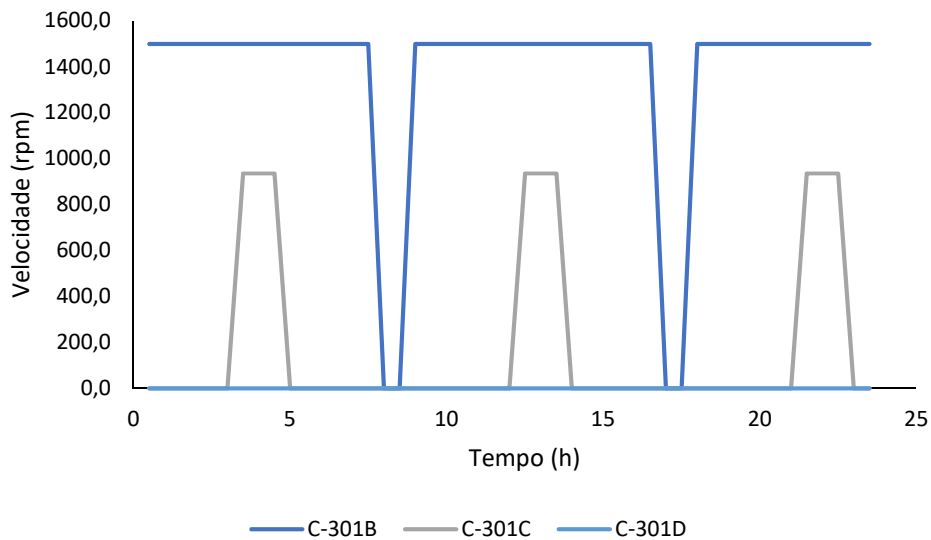


Figura 5.5 Representação gráfica do modelo da central para o cenário pessimista.

Pela análise da Figura 5.5 pode observar-se novamente que, em nenhuma circunstância é necessária a intervenção da bomba C-301D, ou seja, este já seria um acontecimento esperado, dado que, no sistema atual implementado na fábrica, a terceira bomba é a de substituição. É claro ainda que, a bomba C-301C tem maior participação neste cenário do que no anterior, maioritariamente nas fases em que é requerido vácuo de 0,2 bar nos quatro reatores.

### 5.3.3. CENÁRIO 3 – CENÁRIO INTERMÉDIO 1

O cenário intermédio 1, foi traçado com base numa presumível melhoria das condições verificadas no cenário pessimista, ou seja, em vez da sobreposição total dos quatro reatores na fase de vácuo, estes só têm essa necessidade durante 1 hora. Estão desfasados meia hora. Este cenário está representado na Tabela 5.7, sendo a cor azul correspondente ao *small* vácuo, 0,99 bar, e a cor laranja ao vácuo de 0,2 bar.

Tabela 5.7 Planeamento de um dia para o cenário intermédio 1.

Cenário 3 – Cenário Intermédio 1	Tempo (h)																							
	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23
R-311	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue
R-321	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue
R-331	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue
R-341	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue

Após a descrição do cenário, colocou-se em prática o princípio de funcionamento desejado para este modelo, que é o do arranque/paragem faseados das três bombas de vácuo de modo a suprimir as necessidades de cada reator. Tal como mostra a Figura 5.6.

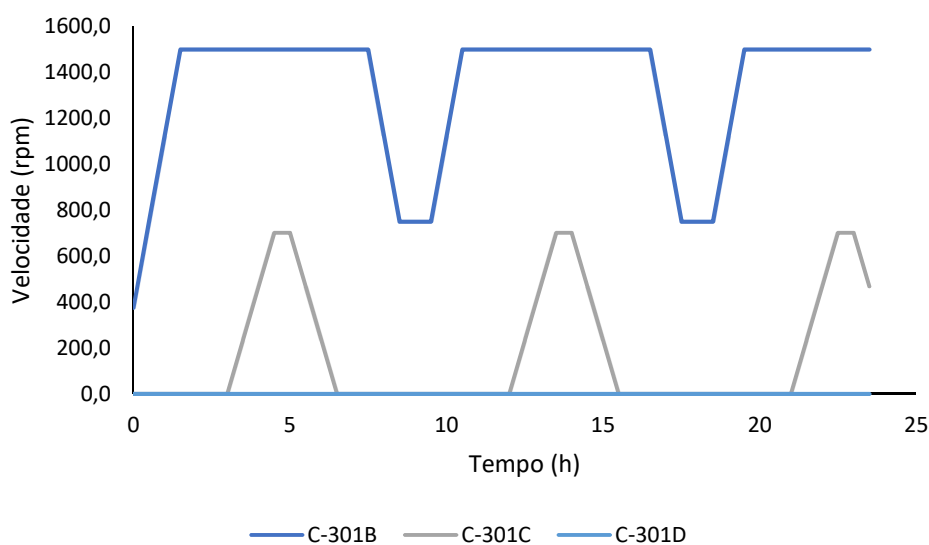


Figura 5.6 Representação gráfica do modelo da central para o cenário intermédio 1.

Pela análise da Figura 5.6 pode observar-se novamente que, em nenhuma circunstância é necessária a intervenção da bomba C-301D, ou seja, este já seria um acontecimento esperado, dado que, no sistema atual implementado na fábrica, a terceira bomba é a de substituição. Pode analisar-se ainda que, a participação da bomba C-301C ocorre durante mais tempo, mas com uma velocidade máxima atingida menor do que no cenário anterior.



### 5.3.4. CENÁRIO 4 – CENÁRIO INTERMÉDIO 2

O cenário intermédio 2, foi traçado com base numa outra pressuposta melhoria das condições verificadas no cenário pessimista, ou seja, em vez da sobreposição total dos quatro reatores na fase de vácuo, estes só têm essa necessidade durante meia hora. Estão desfasados uma hora. Este cenário está representado na Tabela 5.8, sendo a cor azul correspondente ao *small* vácuo, 0,99 bar, e a cor laranja ao vácuo de 0,2 bar.

Tabela 5.8 Planeamento de um dia para o cenário intermédio 2.

Cenário 4 – Cenário Intermédio 2	Tempo (h)																							
	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23
R-311																								
R-321																								
R-331																								
R-341																								

Após a descrição do cenário, colocou-se em prática o princípio de funcionamento desejado para este modelo, que é o do arranque/paragem faseados das três bombas de vácuo de modo a suprimir as necessidades de cada reator. Tal como mostra a Figura 5.7.

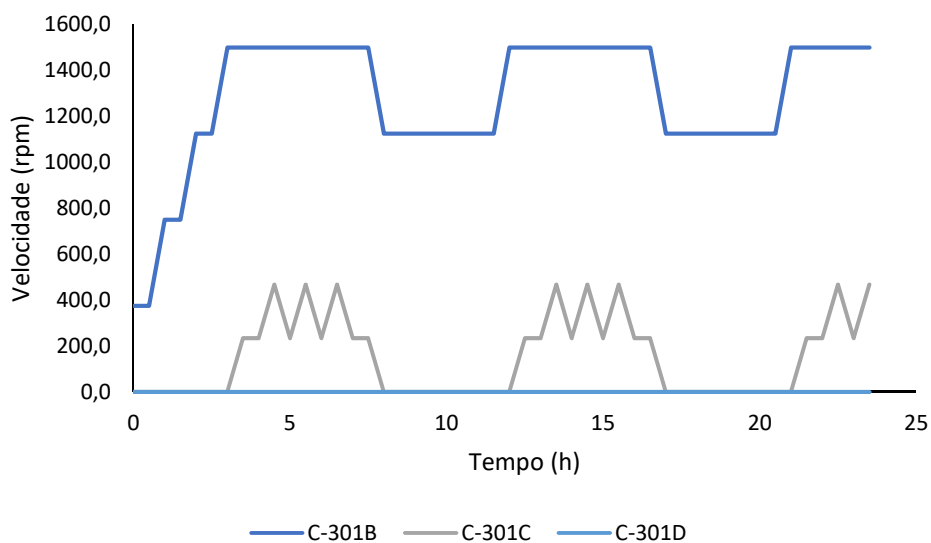


Figura 5.7 Representação gráfica do modelo da central para o cenário intermédio 2.

Pela análise da Figura 5.7 pode observar-se novamente que, em nenhuma circunstância é necessária a intervenção da bomba C-301D, ou seja, este já seria um acontecimento esperado, dado que, no sistema atual implementado na fábrica, a terceira bomba é a de substituição. Pode analisar-se ainda que, a participação da bomba C-301C acontece durante mais tempo, mas com uma velocidade máxima atingida ainda menor do que no cenário anterior. Verificando-se também que esta bomba tem mais oscilações de velocidade do que nos cenários anteriores.

### 5.3.5. CENÁRIO 5 – CENÁRIO OTIMISTA

O cenário otimista, foi traçado com base no melhor caso que poderia suceder num planeamento de produção de resinas, ou seja, em que os quatro reatores não têm nunca as mesmas necessidades de vácuo em simultâneo. Este cenário está representado na Tabela 5.9, sendo a cor azul correspondente ao *small* vácuo, 0,99 bar, e a cor laranja ao vácuo de 0,2 bar.

Tabela 5.9 Planeamento de um dia para o cenário otimista.

Cenário 5 – Cenário Otimista	Tempo (h)																							
	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23
R-311	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue
R-321		Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue
R-331			Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue
R-341				Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue	Blue

Após a descrição do cenário, colocou-se em prática o princípio de funcionamento desejado para este modelo, que é o do arranque/paragem faseados das três bombas de vácuo de modo a suprimir as necessidades de cada reator. Tal como mostra a Figura 5.8.

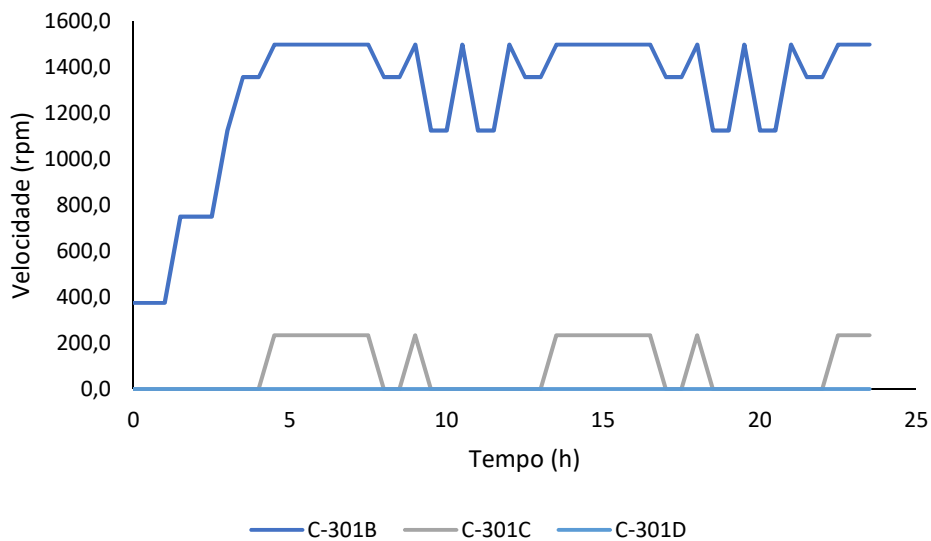


Figura 5.8 Representação gráfica do modelo da central para o cenário otimista.

Pela análise da Figura 5.8 pode observar-se novamente que, em nenhuma circunstância é necessária a intervenção da bomba C-301D, ou seja, este já seria um acontecimento esperado, dado que, no sistema atual implementado na fábrica, a terceira bomba é a de substituição. Pode analisar-se ainda que, a participação da bomba C-301C ocorre durante mais tempo e com interrupções no decorrer do dia. Sendo a sua velocidade máxima atingida a menor, de entre todos os cenários estudados.

#### **5.4. PROPOSTA DE LAYOUT E CONTROLO DA CENTRAL**

A continuação do estudo da central de vácuo envolveu ainda a execução de uma proposta de layout e controlo para a posterior instalação, Figura 5.9. Então, para isso recorreu-se ao uso de um PLC (*Programmable Logic Controller*), uma vez que no caso de processos em descontínuo, este é o tipo de controlo mais utilizado.

Neste caso específico, as necessidades de vácuo de cada um dos reatores é comunicada ao PLC, através de sinal elétrico, por meio de um transmissor de pressão que se encontra no reator. É ainda transmitido ao PLC o valor da pressão dentro da central de vácuo. Com todas estas informações compiladas, o PLC faz atuar as bombas de vácuo. Essas mesmas bombas de vácuo estão equipadas com um variador de velocidade, ou seja, um conversor de frequência que controla a velocidade do motor da bomba. Este controlo das bombas, põe em prática o princípio de funcionamento desejado para o modelo da central de vácuo estudado no subcapítulo anterior. Sendo que, este consiste no arranque e/ou paragem das três bombas de vácuo consoante as necessidades impostas pelos quatro reatores.

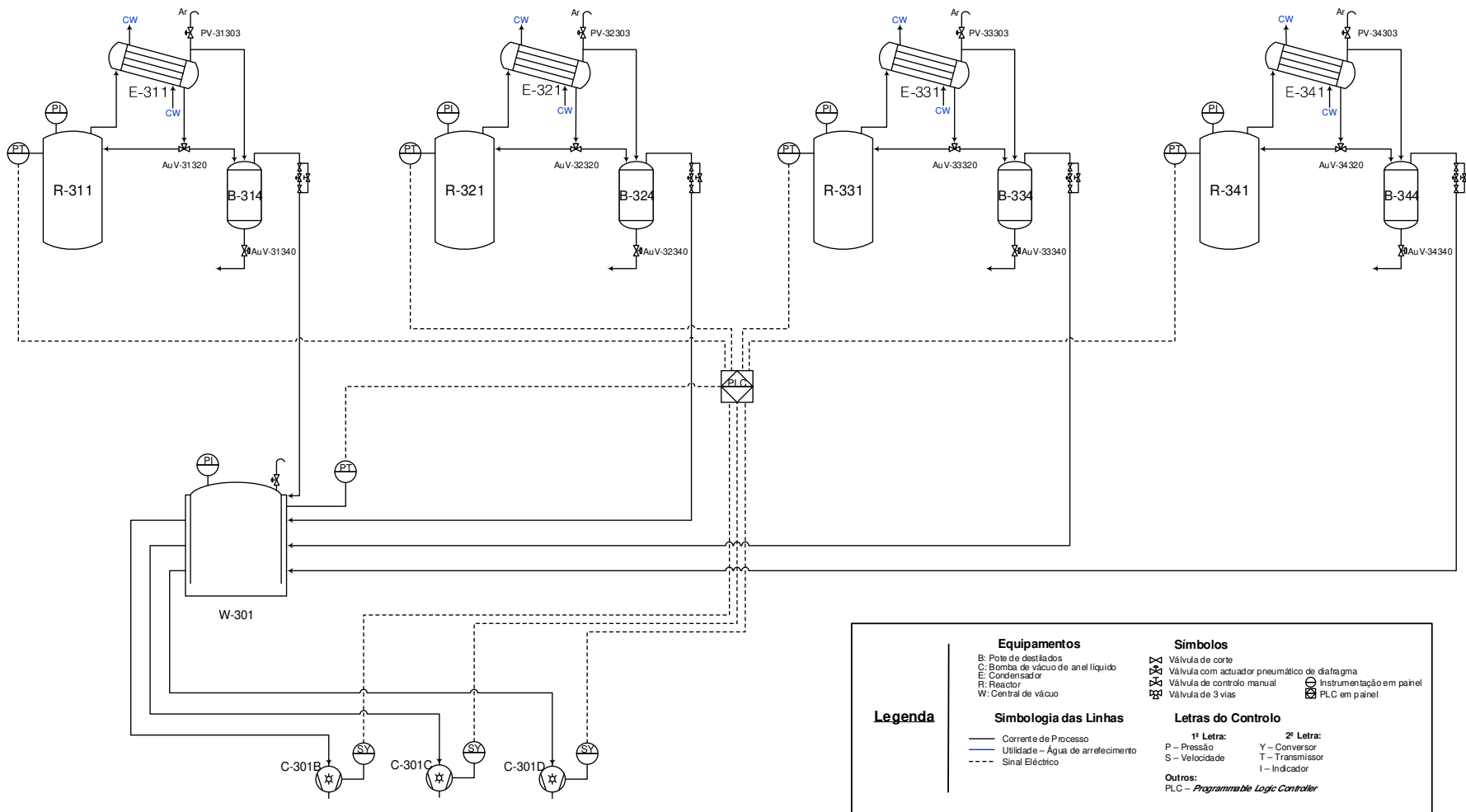


Figura 5.9 Proposta de layout e controlo da central.

## 5.5. RETORNO ESPERADO COM A IMPLEMENTAÇÃO DA CENTRAL DE VÁCUO

Após o estudo técnico da central de vácuo foi necessário apurar se haveria retorno com a implementação da mesma. Para isso, determinou-se, para cada um dos cenários apresentados no subcapítulo 5.3, o consumo estimado que se teria tanto para a situação atual do sistema de vácuo como para a otimização proposta neste trabalho, a central de vácuo. Estas estimativas encontram-se apresentadas na Tabela 5.10. Com ambos os consumos estimados, a diferença entre eles corresponde ao possível retorno que a otimização poderá trazer à unidade fabril.

Tabela 5.10 Estimativas de consumo da situação atual e da situação futura (central de vácuo), para os diferentes cenários.

Cenário	Estimativa de consumo (MWh)		Redução no consumo (%)
	Atual	Central de vácuo	
<b>1 – Cenário real</b>	1,026	0,328	68,1
<b>2 – Cenário pessimista</b>	0,900	0,372	58,7
<b>3 – Cenário intermédio 1</b>	0,948	0,360	62,1
<b>4 – Cenário intermédio 2</b>	0,984	0,344	65,1
<b>5 – Cenário otimista</b>	0,984	0,330	66,4

Através da observação da Tabela 5.10 é notório que os consumos atuais estimados ultrapassam os consumos futuros estimados, o que, logo à partida, poderá constar num argumento favorável à implementação da central de vácuo, em detrimento do sistema atual instalado. Visto que, em todos os cenários, a redução no consumo é em média 64 %.

Com base na otimização do sistema de vácuo da Fábrica de Resinas que permita a redução do consumo de energia, um dos resultados esperados para este trabalho seria obter um retorno de investimento inferior a um ano. No entanto, como não foi possível determinar o investimento desta alteração de processo, apenas se determinou o retorno da implementação. Sendo que este foi calculado para um ano, em que se consideraram 333 dias de laboração – excluindo dias de paragem geral. Foi ainda considerado que o custo da energia elétrica é de cerca de 100 €/MWh<sup>1</sup>.

A redução no consumo que permitiu determinar tanto o retorno da implementação por dia como por ano, para os cinco cenários em análise, está apresentada na Tabela 5.11.

<sup>1</sup> Dado interno, aproximado, da empresa EuroResinas.

Tabela 5.11 Retorno esperado com a implementação da central de vácuo, para os diferentes cenários.

<b>Cenário</b>	<b>Redução no consumo (MWh)</b>	<b>Retorno por dia (€)</b>	<b>Retorno por ano (€)</b>
<b>1 – Cenário real</b>	0,698	69,84	23 256,50
<b>2 – Cenário pessimista</b>	0,528	52,79	17 578,13
<b>3 – Cenário intermédio 1</b>	0,588	58,83	19 590,13
<b>4 – Cenário intermédio 2</b>	0,640	64,02	21 319,43
<b>5 – Cenário otimista</b>	0,654	65,38	21 771,99

Pela análise da Tabela 5.11 pode concluir-se que seja qual for o cenário traçado, existe sempre retorno positivo para a implementação da central de vácuo de, aproximadamente, 62 € por dia de laboração. Este dado reflete, ao final de um ano, uma poupança significativa de, sensivelmente, 20 milhares de euros. Apesar de não se conhecer a estimativa do investimento necessário para operar com a otimização proposta neste trabalho, pode concluir-se com a determinação deste retorno que a central de vácuo é uma alternativa viável. Por isso, a otimização estudada neste trabalho confere uma redução de custos de produção e ainda um aperfeiçoamento da tecnologia de processo.

## 6 CONCLUSÕES E TRABALHO FUTURO

### 6.1. CONCLUSÕES

Este projeto tinha como principal objetivo a otimização do sistema de vácuo da fábrica de resinas, existente na empresa Euroresinas, em Sines, sabendo *a priori* que a alternativa a ser estudada com vista a essa melhoria seria a central de vácuo.

Como primeira abordagem ao problema desenvolveu-se um modelo simplificado que tentava descrever o perfil de temperaturas dentro do reator. Com este primeiro modelo não foi possível obter um bom resultado ao nível da modelação, no entanto auxiliou a determinação de uma propriedade importante no prosseguimento deste estudo. O valor que a bibliografia concede para o calor específico da resina é de 0,6 cal/g.°C [21], sendo que a aproximação efetuada ao sistema em estudo foi de 1,61 cal/g.°C. O valor obtido, após várias iterações, reflete o líquido que está dentro do reator a uma determinada temperatura, normalmente a temperatura de início de arrefecimento. A diferença entre os dois valores deve-se ao facto de na bibliografia não ser indicado para que valor de temperatura aquele calor específico foi determinado, e também, para que características de resina ureia-formaldeído este foi determinado, uma vez que existem diversas referências dentro dessa mesma gama de resinas UF.

A abordagem seguinte feita ao problema introduziu mais umas variáveis ao modelo, o que permitiu melhorar a modelação ao perfil de temperaturas do reator. Todavia, não foi capaz de explicitar as quantidades de ar e vapor de água que são extraídas do sistema nas diferentes fases de vácuo. Obteve-se neste modelo, um desvio entre os pontos experimentais e o modelo de 10,8 %.

Já o modelo final foi o responsável pela determinação dessas mesmas quantidades, ajustando-se igualmente bem aos dados experimentais, com um desvio entre ambos de 9,2 %. Tanto na etapa de *small* vácuo como na etapa de vácuo as quantidades obtidas estão, aproximadamente, em concordância com as observações efetuadas no campo, nomeadamente em relação à água condensada que foi possível observar pelo óculo da tubagem.

De entre os três modelos criados, apesar dos últimos dois terem um ajuste melhor, nenhum deles descreve exatamente a realidade, o que seria de esperar. Isto porque, para a criação destes modelos foram usadas temperaturas lidas por uma pistola de infravermelhos, e nessa leitura estão erros associados, nomeadamente: desgaste do próprio instrumento, erro de leitura do observador, correntes de ar dentro da fábrica, entre outras. Apesar de tudo, e sendo este um caso de natureza prática, as quantidades obtidas foram consideradas bastante válidas.

No estudo da central de vácuo concluiu-se um facto muito importante, para o diâmetro de tubagem utilizado atualmente no sistema de vácuo da fábrica, a percentagem de utilização da velocidade de bombeamento de cada bomba é manifestamente inferior ao que se seria desejado. Atendendo que pela análise de sensibilidade efetuada, bastava aumentar o diâmetro da tubagem que liga a bomba ao sistema em 10 cm (ou seja, de 8 cm para 18 cm), para que a percentagem de utilização da velocidade de bombeamento passasse de 20,53 % para 72,43 %. Este facto, por si só já seria

suficiente para diminuir o consumo de energia por parte do sistema de vácuo, uma vez que as bombas, a trabalhar a uma velocidade menor, conseguiriam suprimir as necessidades dos reatores.

Com a explicitação de cinco cenários possíveis, no escalonamento das resinas por entre os quatro reatores, pode concluir-se que a central de vácuo estaria apta para realizar os diferentes níveis de vácuo que a produção de resinas exige, utilizando apenas duas bombas, deixando sempre parada a bomba de reserva.

Por último, com a determinação do retorno esperado com a implementação da central de vácuo pode concluir-se que esta alternativa é viável, uma vez que apresenta, em média, uma redução no consumo de 64 % entre a situação atual e a futura. Daí que isto confira uma poupança de, aproximadamente, 20 milhares de euros ao final de um ano.

## **6.2. TRABALHO FUTURO**

O presente trabalho foi desenvolvido num período de estágio de seis meses, e como tal existem melhorias e métodos alternativos que podem ser postos em prática.

Como um dos objetivos do presente trabalho foi alcançado apenas parcialmente – a análise económica do projeto com vista a obter o retorno sobre o investimento – um dos pontos que, em primeiro lugar deve ser considerado num trabalho futuro, e no seguimento deste assunto, seria com certeza a determinação do investimento a fazer neste caso de melhoria de processo. Dado que este é um ponto importante do ponto de vista do interesse da empresa na continuação deste projeto.

Os modelos apresentados foram desenvolvidos recorrendo ao uso exclusivo do Microsoft Excel. No entanto, existem disponíveis no mercado *softwares* especializados em otimização e em modelação de sistemas dinâmicos. Apesar do Excel ser uma ferramenta bastante completa, o recurso a um *software* mais especializado pode ser vantajoso.

Foram, inevitavelmente, assumidos vários pressupostos aquando do desenvolvimento dos modelos (agitação perfeita dentro do reator; condensação total no condensador; a extração única, no reator, de vapor de água e ar) e do estudo da central (generalização da produção de resinas, ou seja, considerou-se iguais tempos de produção, de *small* vácuo e de vácuo).

Com o levantamento destes pressupostos nos modelos poderiam surgir problemas de modelização do sistema, uma vez que se trata de um caso prático, em que existem fatores externos que não se conseguem considerar nos cálculos. Já em relação ao estudo da central, poder-se-ia obter um modelo da mesma mais aproximado da realidade, caso se considerassem os dados certos de cada referência de resina, o que conduziria a melhores resultados. Todavia perante a impossibilidade de obter e tratar esses dados, foram tidos em conta dados hipotéticos.



## REFERÊNCIAS

- [1] S. Iwakiri, A. C. Caprara, D. C. O. Saks, F. P. Guisantes, J. A. Franzoni, L. B. P. Krambeck, P. A. Rigatto, "Production of high density particleboard with different types of resins," *Sci. For.*, pp. 39–43, 2005.
- [2] B. D. Park, C. R. Frihart, Y. Yu, and A. P. Singh, "Hardness evaluation of cured urea-formaldehyde resins with different formaldehyde/urea mole ratios using nanoindentation method," *Eur. Polym. J.*, vol. 49, no. 10, pp. 3089–3094, 2013.
- [3] A. Pizzi and K. L. Mittal, *Handbook of Adhesive Technology*. 2018.
- [4] J. K. Fink, "Urea/Formaldehyde Resins," *React. Polym. Fundam. Appl.*, pp. 179–192, 2013.
- [5] A. H. Conner, "Wood: Adhesives," *Encycl. Mater. Sci. Technol.*, 2001.
- [6] M. Dunky, "Urea — formaldehyde ( UF ) adhesive resins for wood," vol. 18, no. June 1997, pp. 95–107, 1998.
- [7] A. Chambers, R. K. Fitch, and B. S. Halliday, *Basic Vacuum Technology*, Second. Bristol and Philadelphia, 1998.
- [8] W. Jorisch, *Vacuum Technology in the Chemical Industry*. .
- [9] R. Alvim, "Euroresinas - O Ambiente na Zils." pp. 1–16, 2016.
- [10] A. Bono, K. B. Yeo, and N. J. Siambun, "Melamine–Urea–Formaldehyde (MUF) Resin: The Effect of the Number of Reaction Stages and Mole Ratio on Resin Properties," *J. Teknol.*, vol. 38, no. 1, 2003.
- [11] A. M. C. Moutinho, M. E. S. F. Silva, and M. Á. C. M. I. da Cunha, *Tecnologia de Vácuo*, 1st ed. Lisboa, 1980.
- [12] A. Guthrie, *Vacuum Technology*. California: John Wiley and Sons, Inc., 1963.
- [13] S. Dushman, *Scientific Foundations of Vacuum Technique*, Second. New York: John Wiley and Sons, Inc., 1962.
- [14] A. G. Mathewson, "Vacuum System Design," *Proc. CAS "Fifth Gen. Phys. Course" Voll. II*, 1994.
- [15] H. Bannwarth, *Liquid Ring Vacuum Pumps, Compressors and Systems*. Wiley-VCH, 2005.
- [16] G. W. Green, *The Design and Construction of Small Vacuum Systems*. London, 1968.
- [17] J. M. Lafferty and W. John, *Foundations of vacuum science and technology*, vol. 14, no. 4. 1998.
- [18] Y. Senda, "Theoretical Analysis of Vacuum Evacuation in Viscous Flow and Its Applications," *SEI Tech. Rev.*, pp. 4–10, 2010.
- [19] V. D. Chaudhari and A. D. Desai, "Performance Evaluation of Vacuum System: Pump-down

- Time," *Int. J. Sci. Eng. Res.*, vol. 2, no. 11, pp. 1–4, 2011.
- [20] J. M. Smith, H. C. Van Ness, and M. M. Abbott, *Introduction to Chemical Engineering Thermodynamics*, 6th ed., no. C. New York, 2010.
- [21] R. C. Dorf, *Handbook of Engineering Tables*. 1922.
- [22] E. J. S. G. de Azevedo, *Termodinâmica Aplicada*. 1995.
- [23] J. F. Richardson and D. G. Peacock, *Coulson & Richardson's Chemical Engineering, Volume 3*, Third. Burlington (USA), 1994.
- [24] Sterling SIHI GmbH, "Liquid ring vacuum pumps LEH 350...900 - General Technical Data," Germany.