

**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO ESCOLA POLITÉCNICA**  
**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**Fernando Martins Campos Coelho**

**ESTUDO DE ESVAZIAMENTO DE TUBULAÇÕES DE DIÓXIDO DE**  
**CARBONO LIQUEFEITO**

São Paulo

2006

**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO ESCOLA POLITÉCNICA**  
**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**Fernando Martins Campos Coelho**

**ESTUDO DE ESVAZIAMENTO DE TUBULAÇÕES DE DIÓXIDO DE**  
**CARBONO LIQUEFEITO**

Trabalho de Formatura apresentado à Escola  
Politécnica da Universidade de São Paulo para  
obtenção do título de Graduação em Engenharia

Orientador: Prof. Dr. Sílvio de Oliveira Júnior

Área de concentração: Engenharia Mecânica

São Paulo

2006

## **FICHA CATALOGRÁFICA**

**Coelho, Fernando Martins Campos**

**Estudo de esvaziamento de tubulações de dióxido de carbono liquefeito / F.M.C. Coelho.-- São Paulo, 2006.**

**49 p.**

**Trabalho de Formatura - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecânica.**

**1.Dióxido de carbono 2.Descarga atmosférica 3.Escoamento 4.Aquecimento I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecânica II.t.**

## **DEDICATÓRIA**

A meus pais e meu irmão, por sua compreensão, suporte e incansável apoio durante a elaboração deste trabalho.

## **AGRADECIMENTOS**

Ao Prof. Dr. Sílvio de Oliveira Júnior, pelo interesse, atenção e apoio durante o processo de orientação.

Aos Engs. Renato César Brito de Moura e Mauro Davi Boletta, da Companhia Brasileira de Alumínio – Grupo Votorantim, pela permissão e apoio dados.

À Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, pela oportunidade de realização do curso de graduação.

## RESUMO

Laminadores de folha de alumínio contam com sistemas de extinção de incêndio por meio de descarga de gás carbônico. Estes sistemas são compostos, basicamente, por um tanque e tubulações auxiliares, onde o dióxido de carbono encontra-se em equilíbrio nas fases líquida e vapor. Durante o esvaziamento destas tubulações para manutenção, ocorre queda repentina de pressão. Conseqüentemente, pode-se ultrapassar o ponto triplo do dióxido de carbono e causar enorme transtorno com o surgimento de fase sólida no interior da tubulação. Diante deste problema, pretendeu-se o estudo adequado dos fenômenos termodinâmicos envolvidos no fato relatado e a proposição de alternativas que impeçam sua ocorrência em situações de manutenção. Por meio de simulações computacionais baseadas em modelo termodinâmico de fluido compressível, verificou-se como alternativa viável o aquecimento da tubulação. Embora atenuar o problema, esta alternativa isolada não o resolve completamente, já que parte da massa inicial de fluido continuaria congelando ao ultrapassar-se o ponto triplo durante o esvaziamento.

## **ABSTRACT**

Aluminium foil rolling mills depend on fire extinguishing systems that discharge huge amounts of carbon gas over the affected area. A tank and auxiliary tubing, where carbon dioxide liquid and vapor phases are in equilibrium, compose such systems basically. During tubing maintenance, pressure may fall suddenly. Consequently, exceeding carbon dioxide triple point provokes enormous problem with fluid solidifying inside the tubes. The adequate phenomenon study and the proposal of solutions to it was then intended. By means of computational simulations based on a compressible fluid thermodynamic model, heating the tubing has been identified most feasible solution. Although it minimizes the problem, such isolated solution isn't able to solve it completely, since a amount of fluid left inside tubing would still freeze once carbon dioxide triple point is exceeded.

## LISTA DE TABELAS

<i>Tabela 1 - Produção referente a janeiro de 2006 .....</i>	<i>15</i>
<i>Tabela 2 – Números de Mach para diferentes valores de pressão a montante</i>	<i>34</i>
<i>Tabela 3 - Processo de esvaziamento à taxa de aquecimento de 30 kW e com tubulação auxiliar de 3/8" .....</i>	<i>44</i>

## LISTA DE FIGURAS

<b>Figura 1 - Esquema da instalação.....</b>	<b>12</b>
<b>Figura 2 - Evolução da pressão em relação ao volume específico durante o processo de esvaziamento.....</b>	<b>20</b>
<b>Figura 3 - Processo de esvaziamento em diagrama de fases do dióxido de carbono .....</b>	<b>21</b>
<b>Figura 4 - Efeito da geração de entropia no estado final do sistema. ....</b>	<b>22</b>
<b>Figura 5 - Diagrama T-S para dióxido de carbono.....</b>	<b>23</b>
<b>Figura 6 - Processo de esvaziamento em diagrama de fases do dióxido de carbono (corrigido). ....</b>	<b>24</b>
<b>Figura 7 - Estados inicial e final considerados.....</b>	<b>27</b>
<b>Figura 8 - Esquema do segundo modelo proposto.....</b>	<b>30</b>
<b>Figura 9 – Esquema da instalação de acordo com o modelo proposto .....</b>	<b>30</b>
<b>Figura 10 - Diagrama T-s para diferentes taxas de aquecimento (cada marcador representa 4 passos) .....</b>	<b>37</b>
<b>Figura 11 - Evolução da massa restante em função do tempo (cada marcador representa 5 passos) .....</b>	<b>38</b>
<b>Figura 12 - Evolução da temperatura em função do tempo (cada marcador representa 5 passos) .....</b>	<b>39</b>
<b>Figura 13 - Evolução da pressão em função do tempo (cada marcador representa 5 passos) .....</b>	<b>40</b>
<b>Figura 14 - Diagrama T-s para diferentes taxas de aquecimento para tubulação auxiliar modificada (cada marcador representa 10 passos).....</b>	<b>41</b>
<b>Figura 15 - Evolução da massa restante em função do tempo para tubulação auxiliar modificada (cada marcador representa 10 passos).....</b>	<b>42</b>

***Figura 16 - Evolução da pressão em função do tempo para tubulação auxiliar modificada (cada marcador representa 10 passos).....43***

## SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO.....</b>	<b>11</b>
<b>2. ESTUDO DE VIABILIDADE ECONÔMICA .....</b>	<b>14</b>
<b>3. MODELO ISOENTRÓPICO.....</b>	<b>17</b>
<b>4. SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS DO MODELO ISOENTRÓPICO.....</b>	<b>19</b>
<b>5. ANÁLISES COMPLEMENTARES.....</b>	<b>25</b>
<b>6. MODELO DE FLUIDO COMPRESSÍVEL.....</b>	<b>29</b>
<b>7. SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS DO MODELO DE FLUIDO COMPRESSÍVEL.....</b>	<b>34</b>
<b>CONCLUSÃO .....</b>	<b>46</b>
<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>48</b>
<b>ANEXOS .....</b>	<b>49</b>

## 1. INTRODUÇÃO

Este projeto originou-se de um evento real ocorrido nas dependências de uma das Empresas do Grupo Votantim, a Companhia Brasileira de Alumínio (CBA), uma das principais metalúrgicas produtoras de alumínio no mundo, localizada em Alumínio (SP) a 70 km da capital do estado.

Laminadores de folha de alumínio possuem um sistema de extinção de incêndio por meio de descarga de gás carbônico. Basicamente, ele é composto por um tanque e tubulações auxiliares, que normalmente encerram uma fase líquida em equilíbrio com outra vapor. Durante a manutenção destas tubulações e ao abrir-se demasiadamente a válvula de escape, ocorre queda repentina de pressão. Conseqüentemente, pode-se ultrapassar o ponto triplo do dióxido de carbono e causar enorme transtorno com o surgimento de uma fase sólida no interior da tubulação.

Diante deste problema, deseja-se, através deste trabalho, o estudo adequado dos fenômenos termodinâmicos envolvidos no fato relatado e a proposição de alternativas que impeçam sua ocorrência em situações de manutenção.

A tubulação na qual ocorreu o problema é parte integrante do sistema de extinção de incêndio que oferece proteção a cinco laminadores a frio da CBA. Estrategicamente posicionados em cada laminador, encontram-se sensores termovelocimétricos, que detectam o princípio de incêndio por meio da medição do gradiente de temperatura dos gases de exaustão e liberam a descarga de gás carbônico.

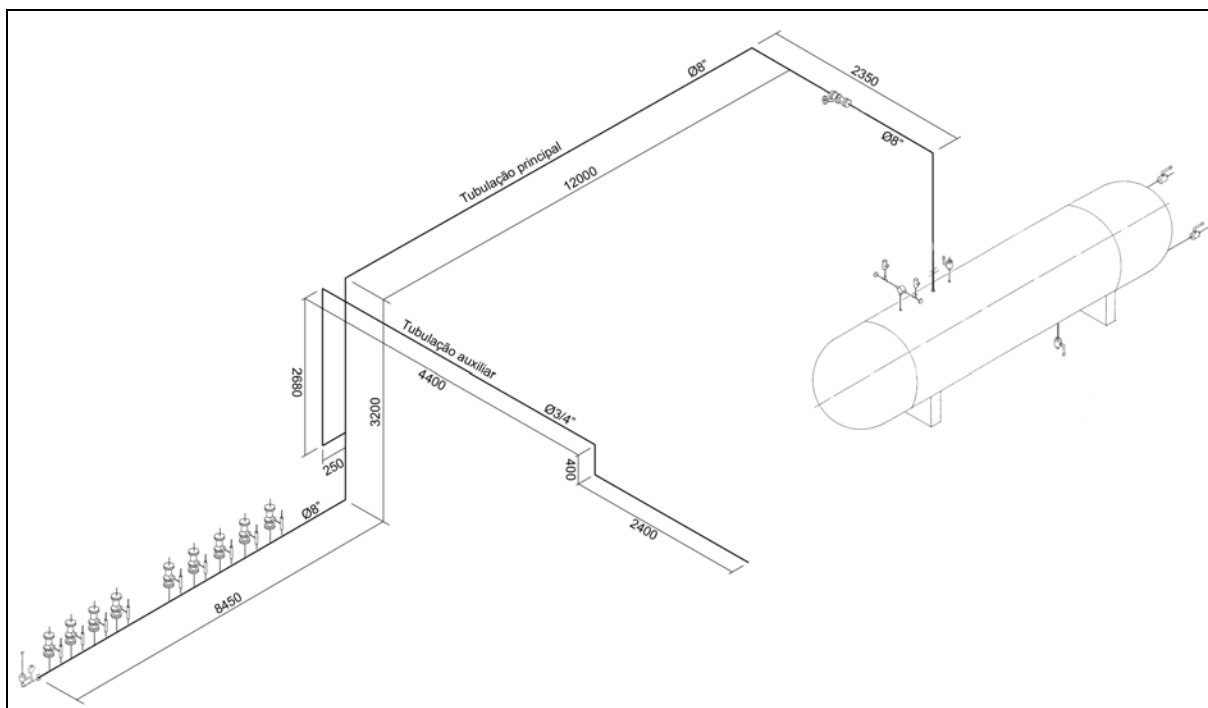


Figura 1 - Esquema da instalação

Este sistema, instalado pela empresa TWF, é alimentado por um único tanque horizontal de capacidade para 20 t. Ainda que isolado termicamente, este tanque possui um sistema de refrigeração, cuja finalidade é manter a pressão interna absoluta entre 1,8 e 2,1 MPa.

Durante as situações de manutenção, alvo deste projeto, o tanque é isolado pelo fechamento da válvula principal. Da mesma forma, fecham-se as válvulas manuais localizadas ao início das tubulações que dão acesso a cada laminador. Portanto, o volume de controle de interesse, onde ocorre o congelamento do dióxido de carbono, é composto pela extensão de tubulação intermediária à válvula do tanque e às válvulas manuais citadas, o que corresponde a aproximadamente 0,8 m<sup>3</sup>. Esta constitui a tubulação principal (8") isolada termicamente por 70 mm de poliuretano.

Durante a visita à instalação, observou-se a existência de uma seção de tubulação que não consta dos desenhos fornecidos (em anexo). Trata-se de uma tubulação auxiliar de 3/4", sem isolamento, usada somente durante ocasiões de manutenção para esvaziamento da tubulação principal (8"), descarregando fluido à atmosfera. Sua ausência no primeiro modelo não compromete os resultados apresentados. No entanto, esta tubulação é de vital importância ao segundo modelo apresentado. Para tanto, realizaram-se medições em campo de forma a caracterizar esta parte da instalação.

A configuração da instalação apresentada, chamada de sistema de baixa pressão, substituiu outra, sistema de alta pressão, em que o gás carbônico era armazenado em cerca de 70 garrafas, de 30 kg cada, as quais demandavam constante manutenção.

Os incêndios neste ambiente são relativamente freqüentes e motivados por anormalidades do processo. Em geral, são causados por superaquecimento dos mancais dos cilindros de laminação ou pelo rompimento do filme de óleo de laminação. Este óleo é um produto inflamável, derivado do petróleo e usado para o resfriamento dos cilindros, além de impedir a aderência deles ao material laminado. Detectado o início de incêndio, o sistema automaticamente libera uma descarga de gás carbônico de 1 – 1,5 t por vez. Este sistema faz-se necessário, já que apenas alguns segundos de permanência da chama são suficientes para ocasionar a perda total do laminador.

## **2. ESTUDO DE VIABILIDADE ECONÔMICA**

Neste item, pretende-se realizar a análise preliminar de viabilidade técnico-econômica do projeto. Por tratar-se de um problema derivado da indústria, este estudo mostra-se vital, já que a viabilidade de sua implementação está fortemente relacionada a seu respectivo custo à indústria.

Os laminadores citados são equipamentos importados, cujo preço no mercado alcança dezenas de milhões de dólares. Como exemplo, o laminador COSIM, uma das mais recentes aquisições da empresa e alocado em novo galpão, foi comprado por € 23.000.000,00. No entanto, por decisão da empresa, não foi feito seguro destes equipamentos. Desta forma, o sistema de extinção de incêndio constitui a única garantia da empresa sobre o prejuízo gerado pela perda de um laminador. Daí a importância deste sistema, que, quando em manutenção, força a parada de todos os laminadores dele dependentes.

A CBA responde por boa parte dos mercados brasileiro e europeu de folhas de alumínio e mantém-se em constante crescimento na última década. Sua posição no mercado faz com que a demanda pelo produto seja maior do que sua capacidade de produção e, portanto, qualquer parada de laminador representa prejuízos à empresa. Ao final do mês, o material que não pode ser laminado é refundido e vendido em lingotes a preço e margem de lucro inferiores ao material trabalhado. Pretende-se com este estudo estimar este prejuízo ocasionado pelo congelamento do gás carbônico no interior da tubulação.

A última ocorrência deste problema na empresa ocorreu no dia 12 de fevereiro de 2006, quando então foi necessário retirar o isolamento de poliuretano da

tubulação e precisou-se de cerca de 10 horas aquecendo-se a tubulação com maçaricos para que o fluido voltasse ao estado de operação.

Tabela 1 - Produção referente a janeiro de 2006

<i>LAMINADOR</i>		<i>PROD.</i>	<i>HORAS</i>	<i>T/HORA</i>		<i>LARG.</i>	<i>ESPESS.</i>	<i>PROD.</i>
		<i>(t)</i>	<i>TRABALH.</i>	<i>TRABALH.</i>	<i>HH/t</i>	<i>MÉDIA</i>	<i>MÉDIA</i>	<i>ACABADA</i>
			<i>(%)</i>			<i>(mm)</i>	<i>(mm)</i>	<i>(t)</i>
<b>701</b>	mês	2332	88,86	3,53	0,76	1233,5	0,067	266,7
	mês ant.	2594,7	88,71	3,93	0,6	1247,8	0,067	586
	média ano	2332	88,86	3,53	0,76	1233,5	0,067	266,7
<b>702</b>	mês	1858,9	83,08	3,01	0,61	1250,1	0,025	71
	mês ant.	1826,9	88,2	2,78	0,72	1264,8	0,024	82,1
	média ano	1858,9	83,08	3,01	0,61	1250,1	0,025	71
<b>703</b>	mês	1887,6	88,8	2,86	0,8	1222,1	0,013	1811,5
	mês ant.	1700,3	86,59	2,64	0,93	1241	0,012	1542,9
	média ano	1887,6	88,8	2,86	0,8	1222,1	0,013	1811,5
<b>704</b>	mês	905,8	92,61	1,31	1,53	1101,2	0,058	6,8
	mês ant.	848,7	91,06	1,25	1,41	1113,4	0,054	6,5
	média ano	905,8	92,61	1,31	1,53	1101,2	0,058	6,8
<b>705</b>	mês	1002,7	83,55	1,61	1,16	1084,3	0,032	925
	mês ant.	1006,2	89,15	1,52	1,11	1118,2	0,037	914,2
	média ano	1002,7	83,55	1,61	1,16	1084,3	0,032	925
<b>COSIM</b>	mês	4824	88,26	7,35	0,52	1221,9	0,19	345,1
	mês ant.	4822,2	90,25	7,18	0,53	1233,7	0,171	196,3
	média ano	4824	88,26	7,35	0,52	1221,9	0,19	345,1

A Tabela 2 lista a produção referente ao mês de janeiro de 2006 dos cinco laminadores mencionados (701 a 705) mais o laminador COSIM. A produção representa a quantidade total de material processada por laminador. Como algumas qualidades de materiais passam por mais de um destes equipamentos, a produção real total é dada pela soma das produções acabadas de cada laminador. Considerando-se a média mensal de 2006 e sabendo-se que a empresa trabalha em operação ininterrupta, obtém-se valor de produção de 4,28 t/h de material acabado.

Como média, o preço de mercado do material laminado pode ser considerado equivalente a R\$ 13,00/kg. Quanto ao alumínio bruto, em forma de lingotes, foi comercializado por US\$ 2704,00/t (R\$ 5719,00/t) na bolsa de valores de Londres, valores estes relativos a 18 de abril de 2006. Um cálculo simples demonstra que cada hora de inoperação dos cinco laminadores em questão representa à empresa

R\$ 31.162,68 em perda de faturamento, referente ao valor agregado ao produto pelos laminadores. Portanto, no dia 12 de fevereiro de 2006, o problema com a tubulação representou prejuízo direto de R\$ 311.626,80 à empresa. Um cálculo de critérios mais subjetivos, também consideraria a insatisfação dos clientes parcialmente atendidos naquele período.

### 3. MODELO ISOENTRÓPICO

A tubulação de interesse do sistema de extinção de incêndio foi modelada como um tanque de mesmo volume, onde se encerra o fluido em regime uniforme, ou seja, o estado do fluido é invariável para diferentes pontos da tubulação para determinado instante de tempo. Este estado pode variar com a passagem do tempo, assim como o do fluxo que atravessa o volume de controle.

Desprezando-se efeitos cinéticos e gravitacionais, a equação da primeira lei da Termodinâmica na sua forma diferencial é dada pela Eq. 1.

$$\delta Q = dU + h_s \delta m_s + \delta W \quad (1)$$

Como se considerou processo adiabático e trabalho nulo realizado pelo fluido, a equação anterior toma a forma da Eq. 2, que relaciona a variação de energia interna do fluido no volume de controle com a entalpia carregada pelo fluxo de massa que o atravessa.

$$dU + h_s \delta m_s = 0 \quad (2)$$

Ao trabalhar somente com propriedades específicas, obtém-se a Eq. 3.

$$u dm + m du + h_s \delta m_s = 0 \quad (3)$$

Aplicando-se a conservação de massa (Eq.4), a equação anterior resulta na Eq. 5.

$$\delta m = -dm \quad (4)$$

$$du = \frac{dm}{m} (h_s - u) \quad (5)$$

Para viabilizar sua aplicação, o equacionamento diferencial foi aproximado para variação finita da massa total de fluido na tubulação, conforme a Eq. 6.

$$\Delta u = \frac{\Delta m}{m} (h_s - u) \quad (6)$$

Desta forma, conhecidos o volume total da tubulação, o estado e a massa total do fluido em seu interior, o estado imediatamente posterior é obtido da aplicação da Eq. 7 e Eq. 8. O resultado obtido é tão mais preciso quanto menor for o valor de  $\Delta m$ .

$$u_{i+1} = u_i + \frac{\Delta m}{m_i} (h_{si} - u_i) \quad (7)$$

$$v_{i+1} = \frac{Vol}{m_i - \Delta m} \quad (8)$$

Assim, conhecido o estado inicial, é possível estabelecer a trajetória das condições na tubulação à medida que sucessivamente retiram-se quantidades finitas de massa do seu interior. O processo encerra-se quando a pressão no interior da tubulação iguala-se à pressão atmosférica, já que a descarga é feita diretamente à atmosfera.

#### 4. SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS DO MODELO ISOENTRÓPICO

As simulações computacionais foram realizadas a partir do programa EES e basearam-se nos dados obtidos das empresas CBA e TWF e na modelagem matemática anteriormente exposta. Para os resultados demonstrados neste trabalho, a condição inicial do fluido no interior da tubulação foi definida como líquido saturado a 2000 kPa (pressão absoluta). Acredita-se ser esta a condição que melhor representa a instalação real, mas condições diferentes serão posteriormente simuladas para agregar maior valor à análise. Não foi feita hipótese de gás perfeito e trabalhou-se com a biblioteca presente no EES para comportamento real do dióxido de carbono.

Como se considerou a entalpia de saída igual à do fluido no interior da tubulação, implícito está que o fluxo de saída tem mesmo título do fluido interno. A Figura 2 expõe o resultado de uma das simulações feitas, para a qual se empregou  $\Delta m = -0,1$  kg. Nela, observa-se a evolução do processo de descompressão, partindo-se da condição inicial já citada e chegando-se à condição de pressão ambiente e à temperatura de  $-87,9$  °C. A linha pontilhada (referente a  $-56,5^\circ$ ) representa a temperatura do ponto triplo para dióxido de carbono.

Implicitamente, está presente a condição de isoentropia, já que se considerou processo adiabático e reversível. Desta forma, o processo corresponde a uma trajetória de entropia constante e igual a  $-1,9$  kJ/kg K.

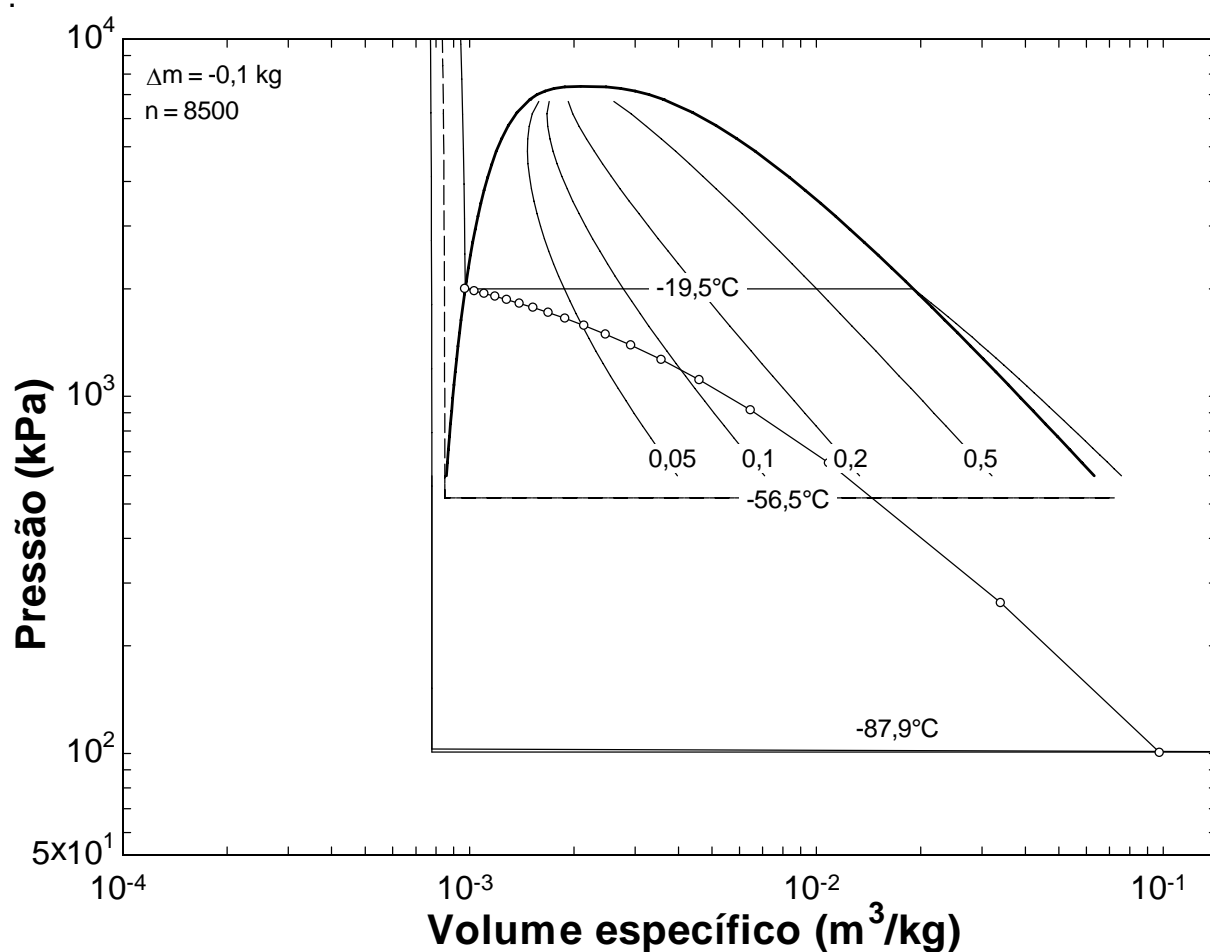


Figura 2 - Evolução da pressão em relação ao volume específico durante o processo de esvaziamento

Apesar de não estar explícito na Fig. 2, o ponto final da simulação está contido na região sólida do diagrama de fases do dióxido de carbono, como torna-se evidente pela análise da Fig. 3.

Para a confecção do diagramas de fases do diagrama de fases apresentado, a linha líquido-vapor foi construída mediante uso da biblioteca do programa EES para o dióxido de carbono. No entanto, os dados deste programa não são suficientes para traçar a curva sólido-vapor, a qual foi estimada de um diagrama de fases oriundo da empresa TWF.

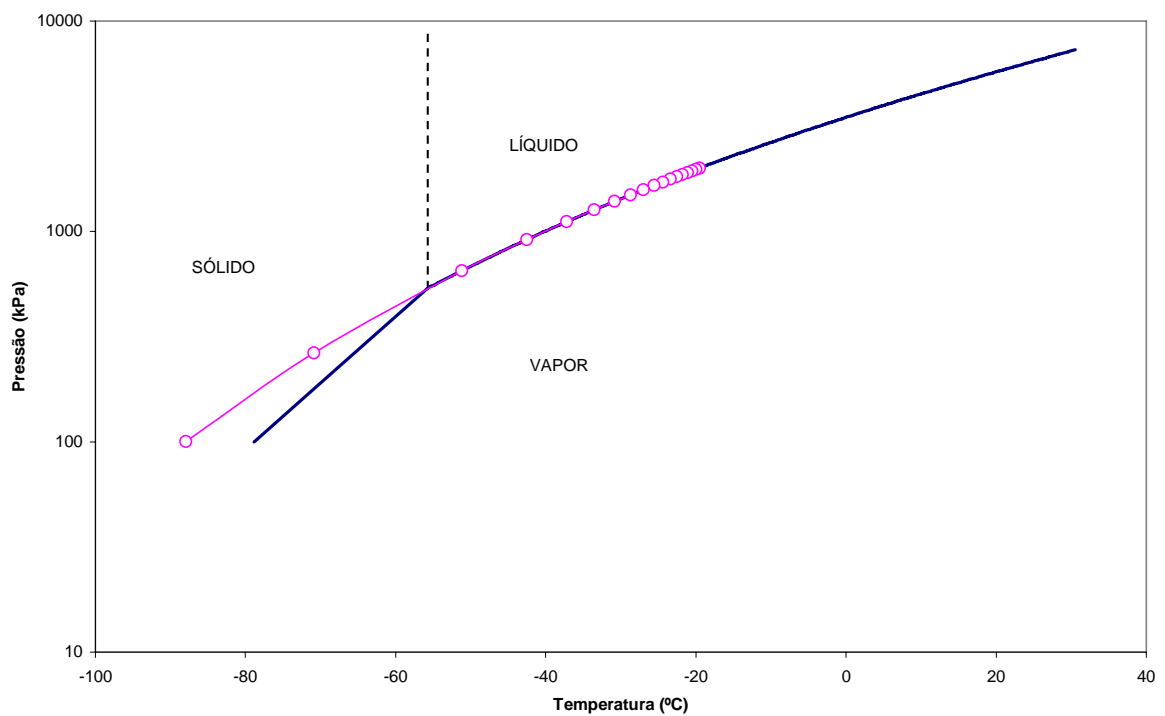


Figura 3 - Processo de esvaziamento em diagrama de fases do dióxido de carbono

A Figura 4 demonstra o efeito da geração de entropia no processo, que, como já mencionado, é originalmente isoentrópico por hipótese. Sua análise permite concluir que as irreversibilidades inerentes ao processo e à troca de calor com o ambiente tenderiam a levar o sistema à região de vapor no diagrama.

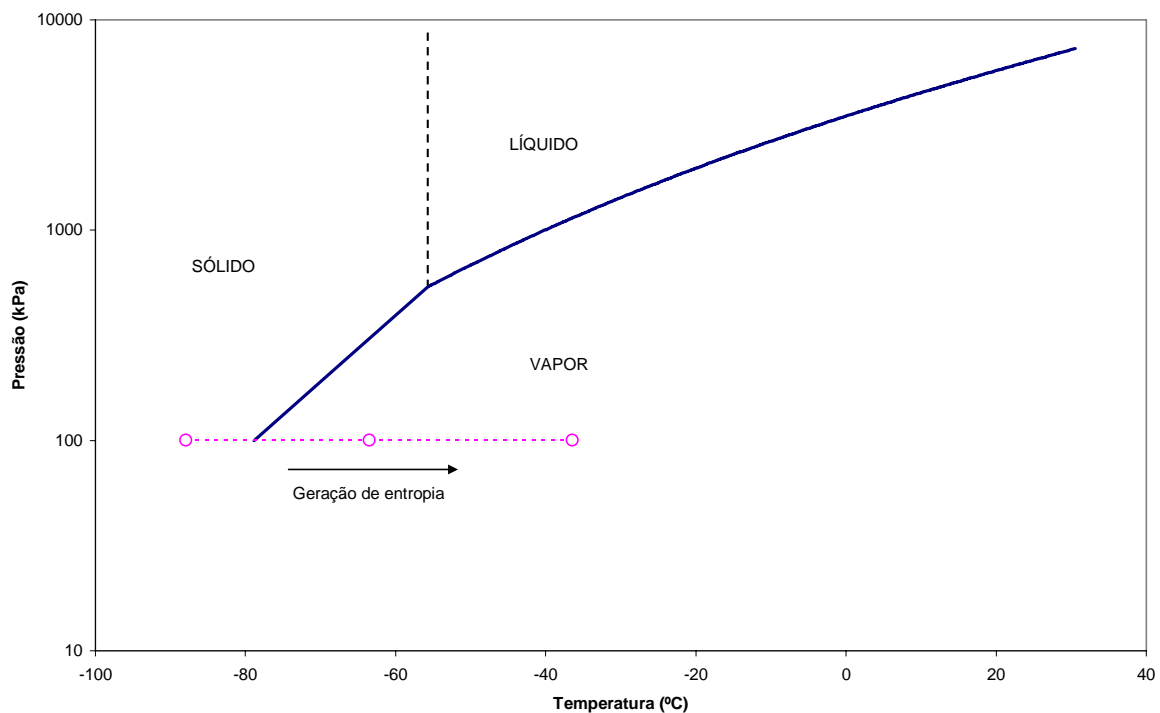


Figura 4 - Efeito da geração de entropia no estado final do sistema.

Infelizmente, verificou-se que o software utilizado (EES) não apresenta correlações confiáveis para o dióxido de carbono na região abaixo do ponto triplo. Desta forma, os resultados apresentados nesta região estão levemente deturpados.

Pela análise do diagrama T-s do dióxido de carbono (Figura 5), percebe-se que uma descompressão isoentrópica não poderia adentrar a região sólida nas condições especificadas. Nesta figura, foram destacados os pontos de início (2000 kPa) e fim (100 kPa) do processo de descompressão, assim como a linha isoentrópica correspondente.

Desta forma, o sistema deve seguir a linha de equilíbrio sólido-vapor ao cruzar o ponto triplo, como corrigido na Figura 6.

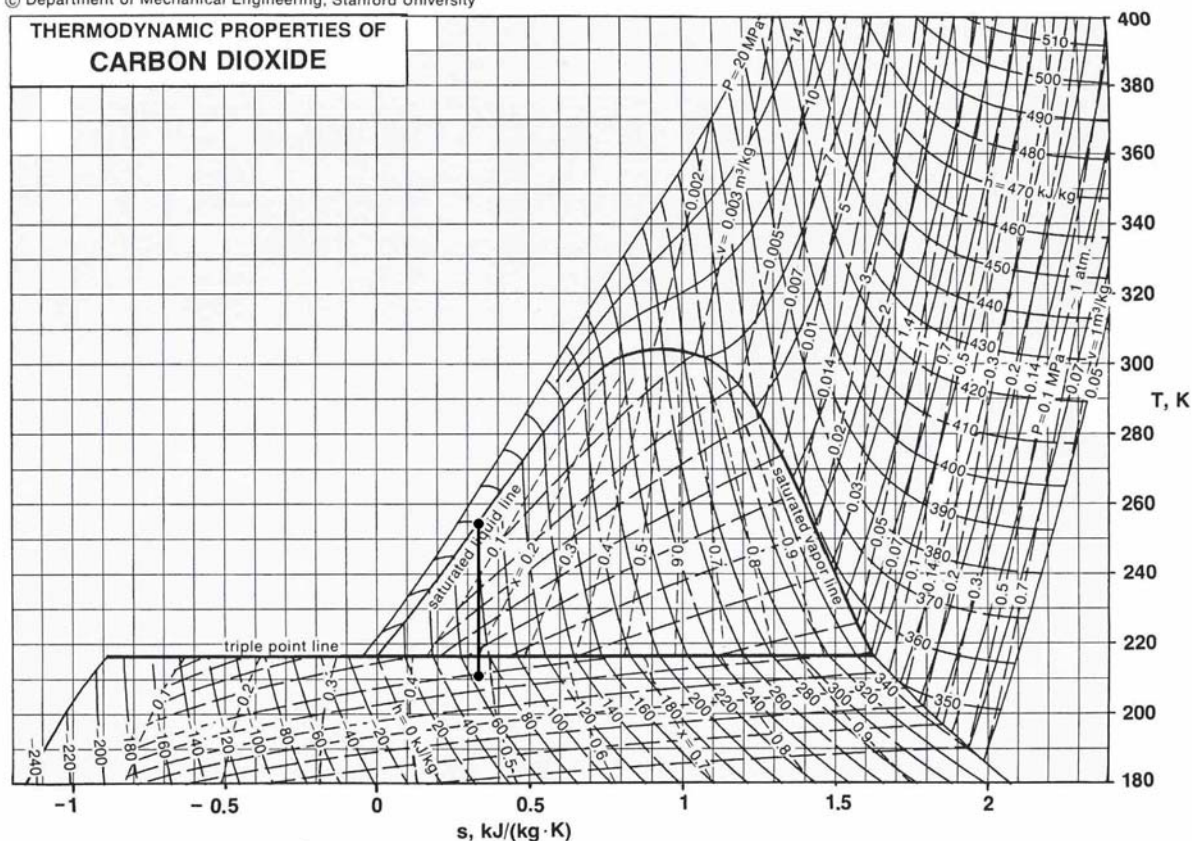


Figura 5 - Diagrama T-S para dióxido de carbono.

No entanto, o erro detectado não compromete os resultados desta simulação inicial, cuja função foi apenas identificar a existência do problema, fato este realizado. Desta forma, continua válida a assertiva sobre o efeito da geração de entropia no sistema, como forma de tirá-lo da zona de ocorrência do problema.

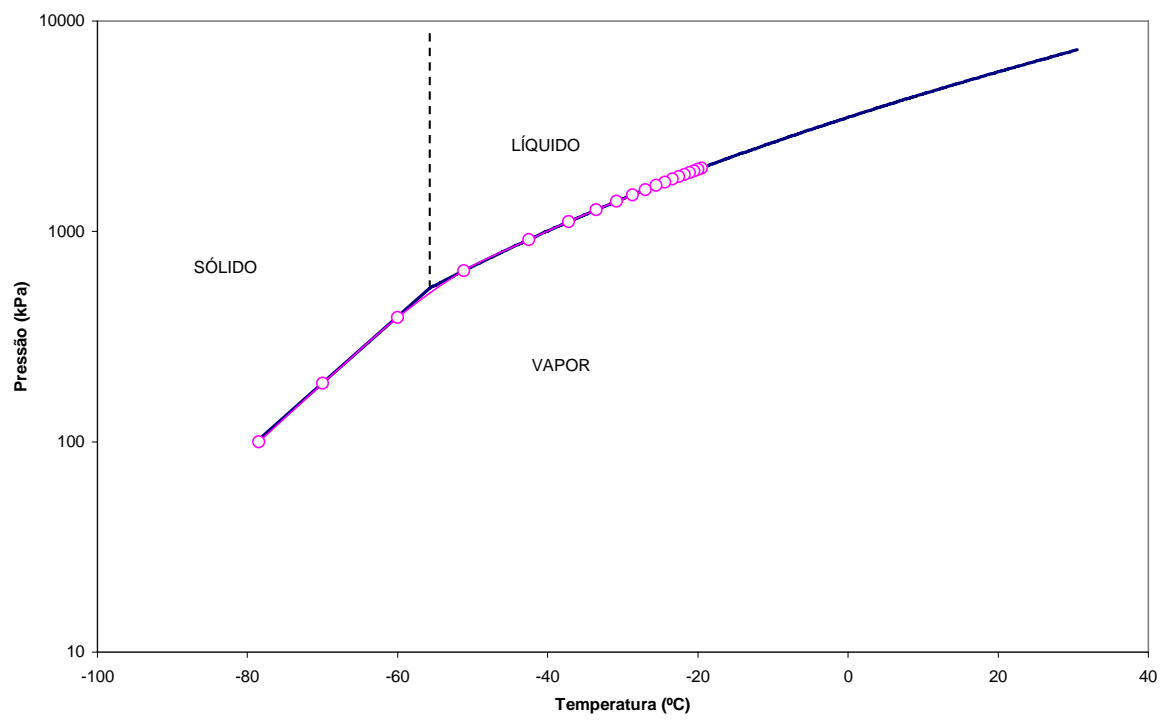


Figura 6 - Processo de esvaziamento em diagrama de fases do dióxido de carbono (corrigido).

## 5. ANÁLISES COMPLEMENTARES

Como já discutido, para evitar o congelamento da linha é necessário o aumento de entropia no interior da tubulação principal. Este aumento pode ter duas origens: irreversibilidades do processo ou calor fornecido.

Como não há meio de modelar ou estimar a entropia gerada pelas irreversibilidades do processo, esta análise será baseada apenas no aumento de entropia pelas trocas de calor com o meio externo.

Uma análise diferencial do processo de esvaziamento da tubulação em regime uniforme fornece a Eq. 9. A Equação 10 é fruto da inserção da variável tempo e relaciona a taxa de variação da entropia total no volume de controle aos fluxos de calor e de massa que atravessam suas fronteiras.

$$dS = \frac{\delta Q}{T} - \delta m_s s_s \quad (9)$$

$$\frac{dS}{dt} = \frac{\dot{Q}}{T} - \dot{m}_s s_s \quad (10)$$

Integrando-se a equação anterior no tempo e tomando-se a tubulação principal como volume de controle, obtém-se a expressão seguinte.

$$\int_{VC} \frac{dS}{dt} dt = \int_{SC} \frac{\dot{Q}}{T} dt - \int_{SC} \dot{m}_s s_s dt \quad (11)$$

A Equação 12 representa o balanço de massa do problema e relaciona o fluxo de massa que atravessa a superfície de controle à variação da massa total presente no volume de controle. Sua substituição na Eq. 11 fornece o equacionamento a seguir.

$$\dot{m}_s = -\frac{dm}{dt} \quad (12)$$

$$\int \frac{dS}{dt} dt = \int \frac{\dot{Q}}{T} dt + \int \frac{dm}{dt} s_s dt \quad (13)$$

$$\int dS = \int \frac{\dot{Q}}{T} dt - \int s_s dm \quad (14)$$

Com o objetivo de estimar o tempo mínimo necessário para esvaziamento da tubulação sem a ocorrência de congelamento, algumas simplificações foram tomadas de modo a permitir a integração dos termos da Eq. 14.

Assim, considerou-se constante a temperatura do fluido no interior da tubulação, assim como a entropia específica do fluxo de saída igual à do fluido no interior, a qual, por sua vez, varia linearmente com a massa total na tubulação. Além disso, em razão do isolamento de poliuretano (70 mm) na tubulação, desprezaram-se outras resistências térmicas advindas, por exemplo, da convecção natural da tubulação com o ar externo, já que apresentam ordem inferior.

$$S_f - S_0 = \frac{1}{R_{cond}} \left( \frac{T_{amb}}{T} - 1 \right) \Delta t + \int_{m_0}^{m_f} s(m) dm \quad (15)$$

$$R_{cond} = \frac{\ln(r_{ext}/r_{int})}{2\pi L K} \quad (16)$$

Feitas tais hipóteses simplificadoras, o resultado obtido está expresso na Eq. 15. Para a estimativa do tempo  $\Delta t$  necessário ao esvaziamento, considerou-se como condição inicial líquido saturado ( $x = 0$ ) a 2000 kPa e, como condição final, o fluido à temperatura tripla (-56,5°C) e vapor saturado ( $x = 1$ ). Este último ponto é considerado crítico, já que um processo de esvaziamento que por ele passe estará no limite para a formação de uma fase sólida. Os pontos citados estão identificados respectivamente pelos índices 1 e 2 na Fig.7

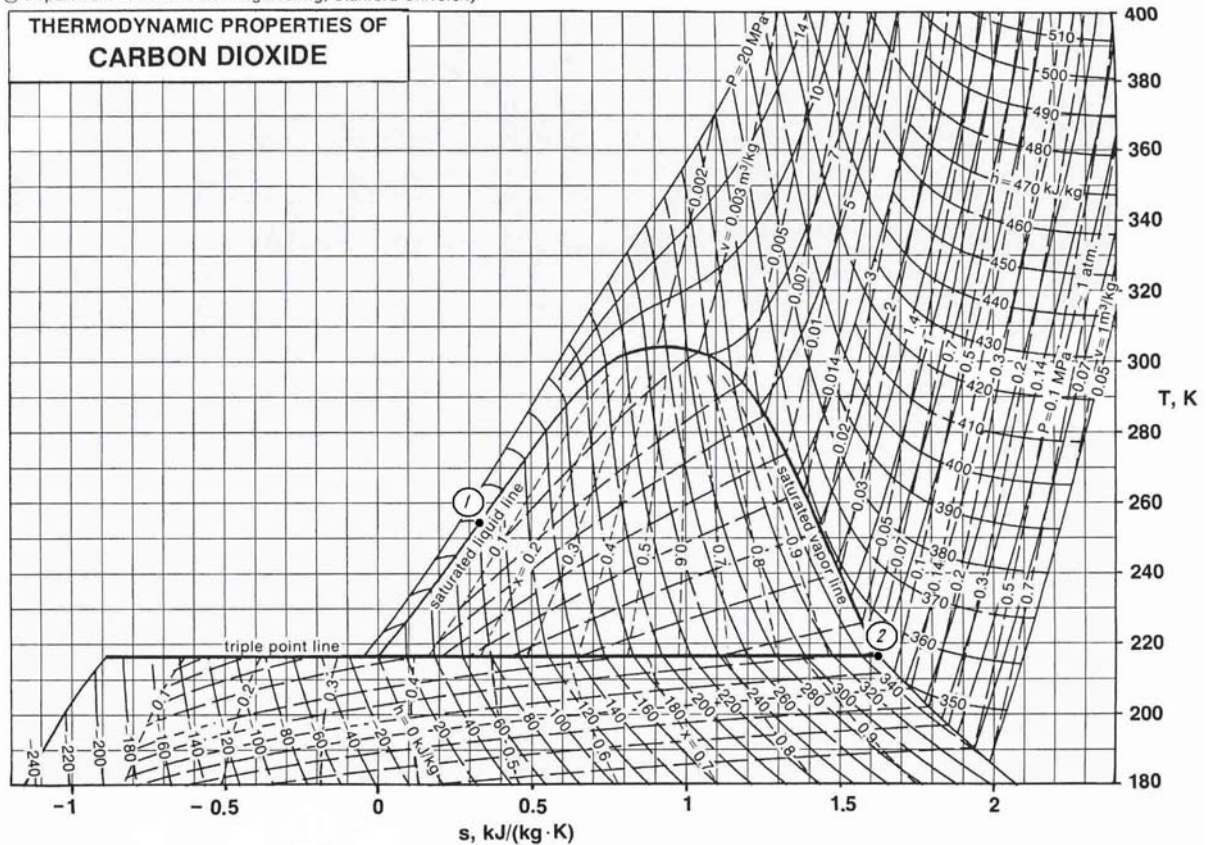


Figura 7 - Estados inicial e final considerados.

Parâmetros utilizados para a estimativa:

Entropia específica inicial:  $s_0 = -1,902 \text{ kJ/kg K}$ ;

Entropia específica final:  $s_f = -0,603 \text{ kJ/kg K}$ ;

Massa total inicial:  $m_0 = 823,5 \text{ kg}$ ;

Massa total final:  $m_f = 11,3 \text{ kg}$ ;

Temperatura ambiente:  $T_{amb} = 25^\circ\text{C} = 298,15 \text{ K}$ ;

Temperatura no interior da tubulação:  $T = -56,6 = 216,5 \text{ K}$ ;

Comprimento total da tubulação:  $L = 24,7 \text{ m}$ ;

Condutividade térmica do isolante:  $K = 2,3 \cdot 10^{-5} \text{ kW/m K}$ ;

Raio interno do isolante:  $r_{int} = 102 \text{ mm}$ ;

Raio externo do isolante:  $r_{ext} = 172 \text{ mm}$ .

Substituindo-se os valores na Eq. 15, obtém-se:

$$-6,8 - (-1566) = \frac{1}{146,8} \left( \frac{298,15}{216,5} - 1 \right) \Delta t + 1046 \Rightarrow \Delta t = 2,0 \cdot 10^5 s \approx 55h$$

Portanto, seriam necessários aproximadamente 55 horas para atingir-se o ponto final especificado. Este valor, obviamente, carece de precisão, já que muitas hipóteses simplificadoras foram assumidas. No entanto, fornece a ordem de grandeza do tempo necessário a um processo de esvaziamento onde o congelamento fosse evitado apenas pelo controle da vazão de escape.

Observa-se, inclusive, que este tempo é muito superior ao relatado para descongelamento da tubulação quando da última ocorrência do problema em campo. Portanto, classifica-se como inviável a implementação isolada do controle da vazão de escape, objetivo este ao princípio do projeto.

Em vista da quantidade de entropia que se faz necessário fornecer para evitar o congelamento da linha, considera-se como única solução viável o aquecimento desta. Esta alternativa será estudada nas seções seguintes, por intermédio de um modelo de fluido compressível.

## 6. MODELO DE FLUIDO COMPRESSÍVEL

Neste segundo modelo, deseja-se, em relação ao primeiro, adicionar os efeitos da transferência de calor, compressibilidade do gás e atrito, além de inserir a variável tempo.

Em concordância com as conclusões da seção anterior, adicionou-se à Eq. 2 o termo de transferência de calor.

$$\delta Q = dU + h_s \delta m_s \quad (17)$$

Analogamente ao tratamento dado à Eq. 2 no primeiro modelo, a Eq. 17 toma a seguinte forma:

$$du = \frac{dm}{m} (h_s - u) + \frac{\delta Q}{m} \quad (18)$$

$$\Delta u = \frac{\Delta m}{m} (h_s - u) + \frac{\Delta Q}{m} \quad (19)$$

Assim, o estado no interior da tubulação fica então definido pelas duas equações a seguir.

$$u_{i+1} = u_i + \frac{\Delta m_i}{m_i} (h_{si} - u_i) + \frac{\Delta Q_i}{m_i} \quad (20)$$

$$v_{i+1} = \frac{Vol}{m_i - \Delta m} \quad (8)$$

Procura-se agora definir a cinética do processo, já que até então não foi inserida a variável tempo nas equações.

Para tanto, utilizou-se um modelo de escoamento de Fanno para identificar a velocidade de escape do fluido em diferentes momentos. Desta forma, consideraram-se a tubulação principal (8") e a atmosfera tanques (1 e 4,

respectivamente) conectados pela referida tubulação auxiliar ( $\frac{3}{4}$ "), somente utilizada em situações de manutenção.

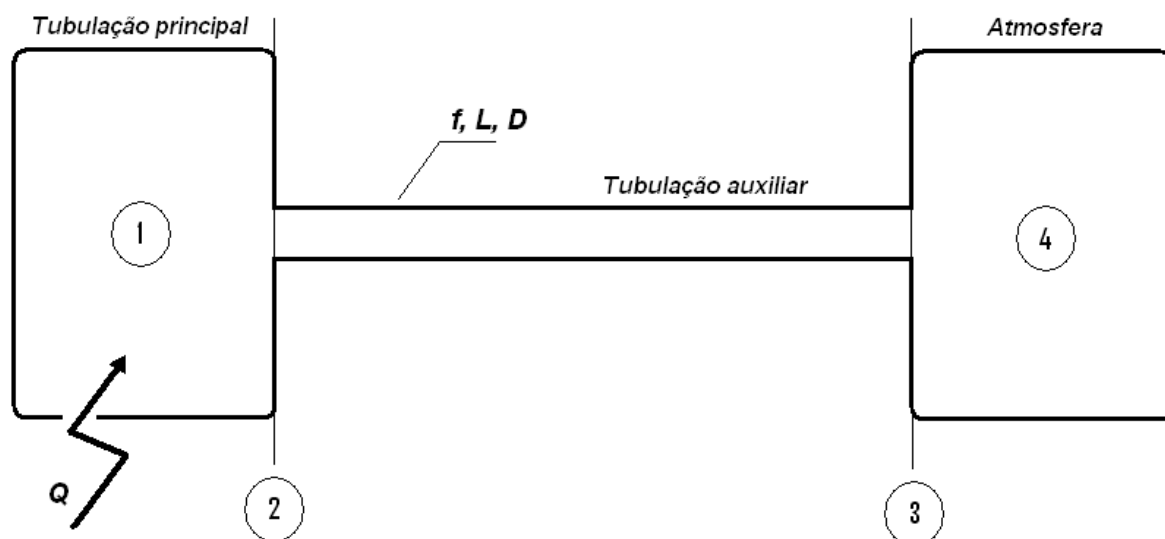


Figura 8 - Esquema do segundo modelo proposto

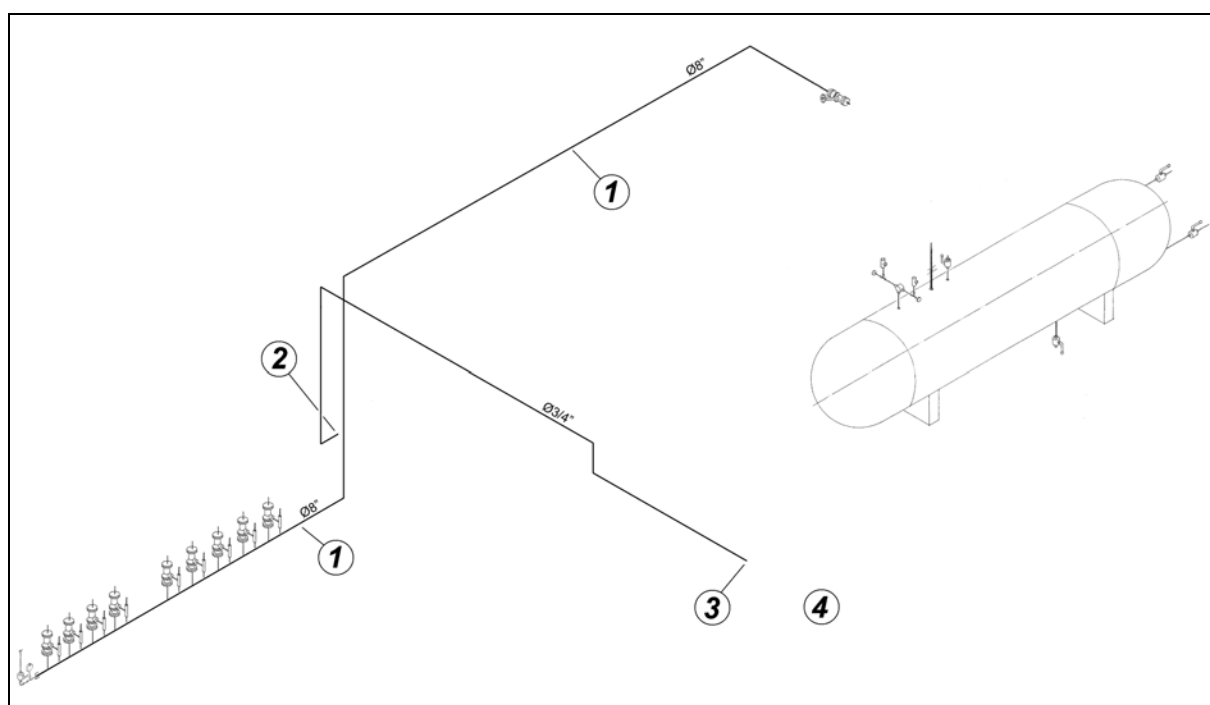


Figura 9 – Esquema da instalação de acordo com o modelo proposto

O escoamento de 1 a 2 (Fig. 8), assim como de 3 a 4, é considerado adiabático e reversível (isoentrópico, portanto). Desta forma, as condições de estagnação são mantidas entre estas seções. A pressão de estagnação em 4 é assumida como a pressão atmosférica. Entre as extremidades da tubulação auxiliar, seções 2 e 3, o escoamento é dito adiabático e na presença de atrito, o que caracteriza o escoamento de Fanno. A Figura 9 demonstra as seções correspondentes ao modelo no esquema da instalação.

Ambos os tanques são considerados em regime uniforme a cada passo  $i$ , além de não causarem irreversibilidades ao fluido neles contidos. O dióxido de carbono é considerado gás perfeito ao escoar pela tubulação auxiliar, embora esta hipótese não tenha sido feita para o fluido no interior da tubulação principal (8”).

Como as pressões de estagnação nos tanques 1 e 4 são constantes e conhecidas a cada passo  $i$ , o número de Mach na entrada e saída da linha pode ser determinado pela solução das equações não-lineares 21 e 22, provenientes do modelo de Fanno.

$$\frac{p_{03}}{p_{02}} = \frac{Ma_2}{Ma_3} \left[ \frac{1 + \frac{k-1}{2} Ma_3^2}{1 + \frac{k-1}{2} Ma_2^2} \right]^{\frac{k+1}{2(k-1)}} \quad (21)$$

$$\frac{f L}{D} = \left[ \frac{k+1}{2k} \right] \ln \left[ \frac{1 + \frac{(k-1)}{2} Ma_3^2}{1 + \frac{(k-1)}{2} Ma_2^2} \right] - \frac{1}{k} \left[ \frac{1}{Ma_3^2} - \frac{1}{Ma_2^2} \right] - \left[ \frac{k+1}{2k} \right] \ln \left[ \frac{Ma_3^2}{Ma_2^2} \right] \quad (22)$$

Onde,

$p_0$  = pressão de estagnação;

$Ma$  = número de Mach;

$k$  = relação  $C_p/C_v$ ;

$f$  = constante de atrito;

$L$  = comprimento da tubulação auxiliar;  
 $D$  = diâmetro da tubulação auxiliar (3/4").

A constante de atrito  $f$  é determinada pelo diagrama de Moody, cujas entradas devem ser o número de Reynolds do fluido e a rugosidade adimensional da tubulação. Como a velocidade do fluido é também uma incógnita, a solução deste problema envolve um processo iterativo, em que uma estimativa inicial para o valor de  $f$  é necessária para o início do processo. Este valor é então recalculado a cada vez que novos valores de velocidade forem obtidos e seu valor final obtido quando novas iterações não mais alterarem-no significativamente.

Determinados os números de Mach, as pressões nas seções 2 e 3 são obtidas da Eq. 23, já que pressões de estagnação nestes pontos são também conhecidas.

$$p = \frac{P_0}{\left[1 + \frac{(k-1)}{2} Ma^2\right]^{\frac{k}{k-1}}} \quad (23)$$

Como é também conhecida a temperatura de estagnação em 2, pode-se determinar a temperatura nesta seção.

$$T_2 = \frac{T_{02}}{1 + \frac{(k-1)}{2} Ma_2^2} \quad (24)$$

A temperatura na seção 3 é determinada pela Eq. 25, para escoamento de Fanno.

$$\frac{T_3}{T_2} = \frac{1 + \frac{k-1}{2} Ma_2^2}{1 + \frac{k-1}{2} Ma_3^2} \quad (25)$$

Pela Eq. 26, da velocidade do som ( $a$ ) para gases perfeitos, podem enfim ser determinadas as velocidades na entrada e saída da tubulação auxiliar.

$$a = \sqrt{k R T} \quad (26)$$

$$V = a Ma \quad (27)$$

Pode-se agora determinar a quantidade de massa perdida ( $\Delta m_i$ ) para atmosfera a cada passo  $i$ , conhecida a densidade do gás através da equação fundamental para gases perfeitos.

$$\Delta m_i = \rho_{3i} V_{3i} A_{3i} = \rho_{2i} V_{2i} A_{2i} = \frac{p_{2i}}{R T_{2i}} V_{2i} A_{2i} \quad (28)$$

Desta forma, a partir das condições iniciais, pressão e temperatura, da tubulação principal (tanque 1), das características da instalação e do equacionamento apresentado é possível desenvolver um histórico das condições do fluido no interior da tubulação em função do tempo.

## 7. SIMULAÇÕES COMPUTACIONAIS DO MODELO DE FLUIDO COMPRESSÍVEL

Como já mencionado, os números de Mach nas seções 2 e 3 do escoamento são encontrados mediante resolução do sistema não-linear apresentado (Eqs. 21 e 22). Ainda assim, este constitui um processo iterativo, já que a constante de atrito ( $f$ ) é também função destas variáveis.

A Tabela 3 expõe resultados obtidos pela variação da pressão a montante (seção 2), enquanto a pressão de descarga na atmosfera era mantida constante e igual a 100 kPa. Outros valores adotados:

Viscosidade do fluido:  $\mu = 1,2 \cdot 10^{-5}$  kg/m.s;

Relação Cp/Cv:  $k = 1,289$ ;

Rugosidade da tubulação auxiliar:  $\varepsilon = 0,045$  mm.;

Diâmetro da tubulação auxiliar:  $D = 19$  mm;

Comprimento da tubulação auxiliar:  $L = 10$  m.

Tabela 2 – Números de Mach para diferentes valores de pressão a montante

$P_{02}$ (kPa)	101	110	150	180	200	250	280	287,8
$Ma_2$	0,0523	0,0939	0,1694	0,1885	0,1957	0,2053	0,2083	0,2087
$Ma_3$	0,0538	0,1034	0,2597	0,3576	0,4239	0,6211	0,8254	0,9876
$f$	0,0297	0,0290	0,0281	0,0278	0,0277	0,0275	0,0273	0,0273

A análise dos resultados permite concluir que, para pressões de estagnação inferiores a 287,8 kPa, o escoamento é subsônico em todo o comprimento do duto.

No entanto, a aproximadamente este valor, o escoamento torna-se sônico na seção de descarga (seção 3).

Pressões superiores a 287,8 kPa não alterariam esta condição, já que o escoamento encontra-se bloqueado e, portanto, o número de Mach na descarga permaneceria igual a um. Nestes casos, não seria válida a hipótese feita de escoamento isoentrópico entre as seções 3 e 4, correspondente a Eq. 21. O número de Mach na seção 2 poderia, então, ser encontrado substituindo-se o valor de Mach na seção 3 por um (seção bloqueada).

Como as pressões de estagnação em 3 e 4 seriam diferentes, haveria o surgimento de ondas de descompressão imediatamente a frente da seção de descarga. Estas ondas seriam responsáveis por elevar a entropia da seção 3 à equivalente em 4 (referente à condição atmosférica).

Percebe-se, então, que as pressões compreendidas entre a condição inicial da tubulação principal (2000 kPa) e aquela referente ao ponto triplo do dióxido de carbono (~519,3 kPa) são superiores ao valor encontrado para bloqueio do escoamento (287,8 kPa). Portanto, um processo de esvaziamento que ocorra nesta faixa estará bloqueado na sua seção de descarga.

Para estes casos, a Eq. 22 resume-se à 29. Pelas razões já mencionadas, a Eq. 22 não deve mais ser utilizada.

$$\frac{f L}{D} = \left[ \frac{k+1}{2k} \right] \ln \left[ \frac{1 + \frac{(k-1)}{2}}{1 + \frac{(k-1)}{2} Ma_2^2} \right] - \frac{1}{k} \left[ 1 - \frac{1}{Ma_2^2} \right] - \left[ \frac{k+1}{2k} \right] \ln \left[ \frac{1}{Ma_2^2} \right] \quad (29)$$

A partir deste ponto, pretende-se avaliar o resultado do aquecimento da tubulação principal, já que se suspeita que este venha a ser o método mais adequado para evitar o congelamento da linha.

Como o isolamento da tubulação principal (70 mm de poliuretano) confere grande resistência térmica (146,8 K/kW) às trocas de calor com o ambiente, este termo perde importância quando acrescentado aquecimento elétrico à tubulação.

Desta forma, a Eq. 19, que representa o balanço de energia da tubulação principal, onde o fluido encontra-se confinado, toma a forma a seguir.

$$u_{i+1} = u_i + \frac{\Delta m_i}{m_i} (h_{si} - u_i) + \frac{\dot{Q} \Delta t}{m_i} \quad (30)$$

Na Eq. 30, a variável  $\dot{Q}$  representa a taxa de calor fornecida ao fluido num intervalo de tempo  $\Delta t$ . Nesta equação, a variação da massa de fluido confinada  $\Delta m_i$  deve também referir-se ao intervalo  $\Delta t$ . Como dito, foram negligenciadas trocas de calor com o ambiente, em decorrência do isolamento térmico. A entalpia do fluido que deixa a tubulação principal ( $h_{si}$ ) é calculada segundo o seguinte critério: inicialmente, dióxido de carbono deixa a tubulação principal como líquido saturado até que o nível de líquido na tubulação ultrapasse a seção de entrada da tubulação auxiliar (seção 2). A partir de então, assume-se que o estado de saída seja vapor saturado. Este ponto crítico, quando acontece a mudança no estado de saída, ocorre quando o volume de líquido no interior da tubulação principal, que parte em  $0,8 \text{ m}^3$  ( $x = 0$ ), atinge aproximadamente  $0,3 \text{ m}^3$ .

Outros parâmetros fixados para as simulações:

Viscosidade do fluido:  $\mu = 1,2 \cdot 10^{-5} \text{ kg/m.s}$ ;

Relação Cp/Cv:  $k = 1,289$ ;

Rugosidade da tubulação auxiliar:  $\varepsilon = 0,045 \text{ mm.}$ ;

Diâmetro da tubulação auxiliar:  $D = 22,4 \text{ mm}$ ;

Comprimento equivalente da tubulação auxiliar:  $L = 10 \text{ m}$ ;

Variação de tempo a cada passo:  $\Delta t = 5 \text{ s}$ .

A Figura 10 mostra o resultado de três simulações realizadas a diferentes taxas de aquecimento. Nota-se que em todas se ultrapassou a temperatura tripla, com inevitável formação de fase sólida. Os pontos de maior temperatura em cada simulação correspondem ao ponto onde se atingiu o volume crítico de líquido ( $0,3 \text{ m}^3$ ) e, a partir de então, considerou-se vapor saturado como o estado de saída do fluido da tubulação principal.

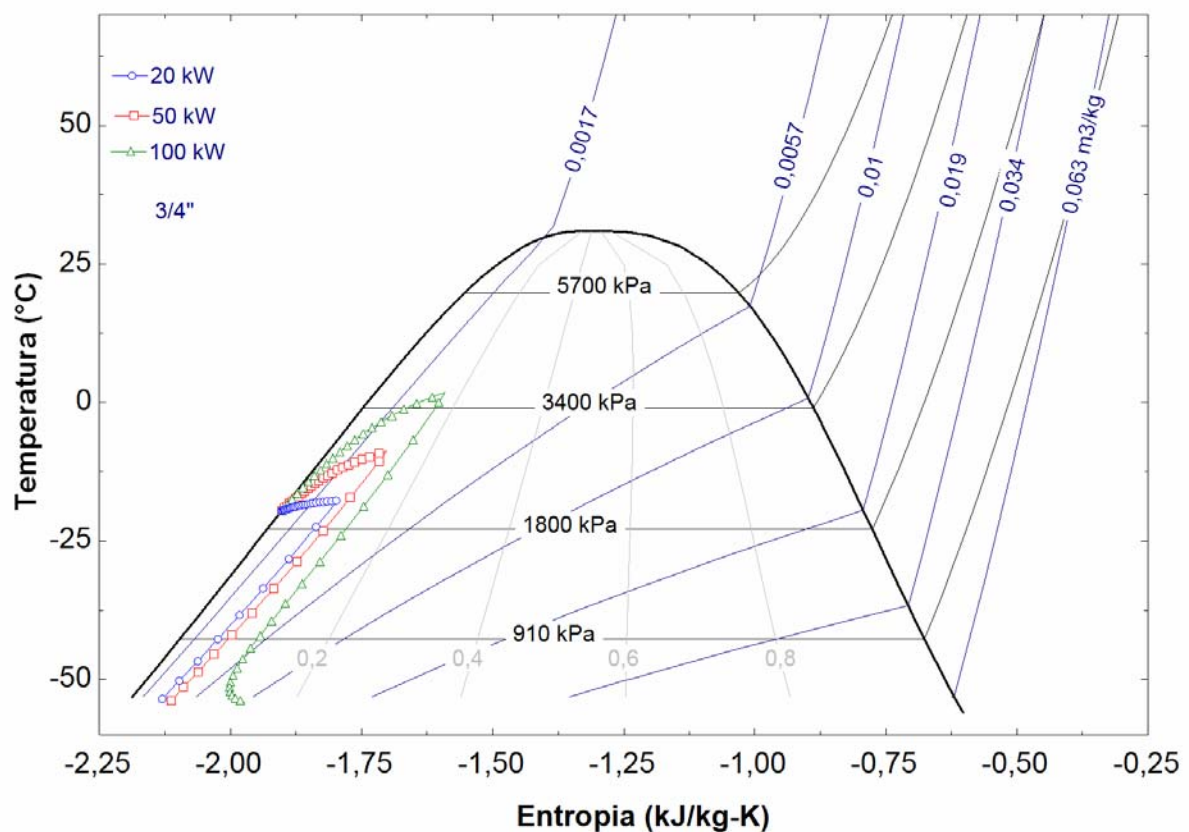


Figura 10 - Diagrama T-s para diferentes taxas de aquecimento (cada marcador representa 4 passos)

Nota-se que numa fase inicial do processo, enquanto assume-se que o dióxido de carbono saia da tubulação principal como líquido saturado, o calor fornecido faz elevar a temperatura, pressão e título do fluido em seu interior.

As Figs. 11, 12 e 13 representam as mesmas simulações anteriores, agora vistas em função da variável tempo.

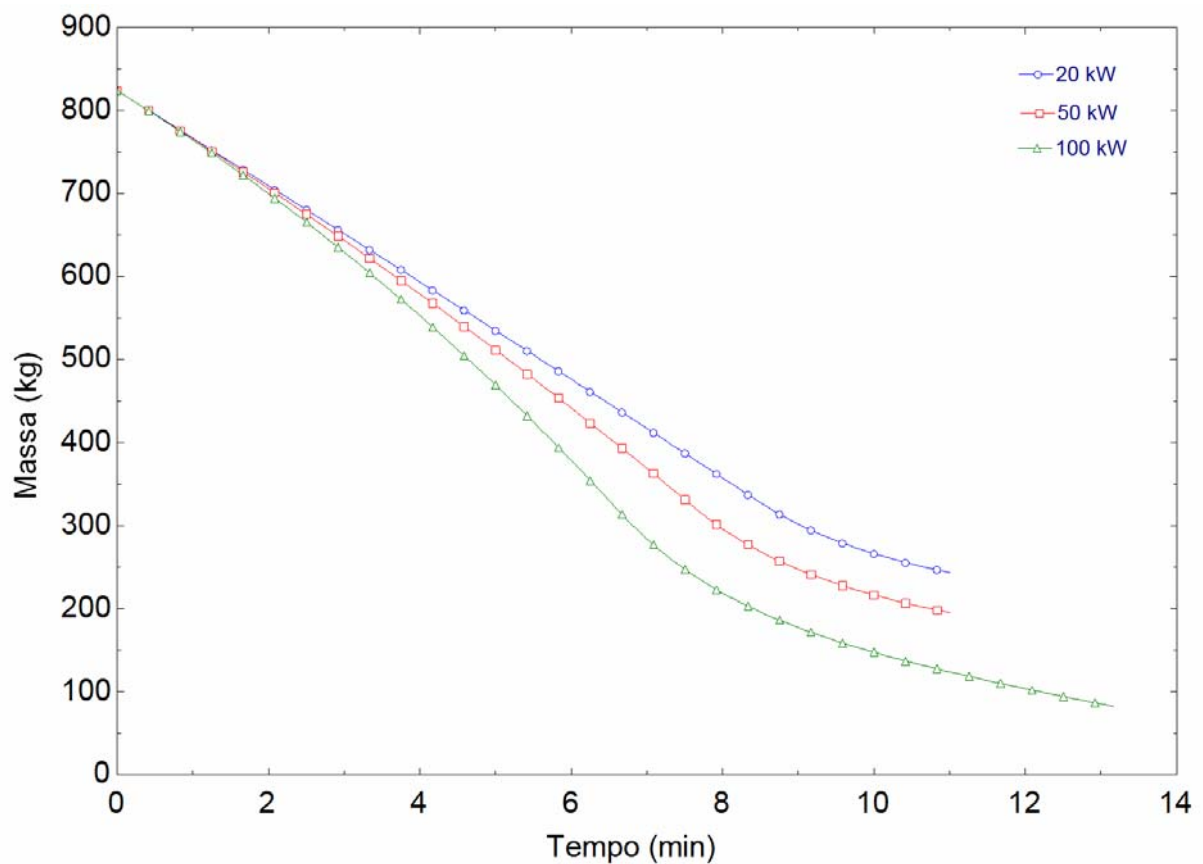


Figura 11 - Evolução da massa restante em função do tempo (cada marcador representa 5 passos)

Da Figura 11, pode-se observar a evolução da massa total de fluido restante na tubulação principal em função do tempo. Em cada uma das três situações simuladas, o último marcador representa a iminência para ultrapassagem do ponto triplo. Percebe-se que, apesar de em todas ocorrer a formação de fase sólida, maiores taxas de aquecimento geram menores massas restantes para congelamento.

As Figuras 12 e 13 representam as evoluções da temperatura e pressão no interior da tubulação principal (seção 1 nas Fig. 8 e 9), respectivamente. Nota-se que

seguem comportamentos similares entre si. Novamente, os pontos de mudança abrupta de comportamento correspondem a se ter atingido o volume crítico já citado.

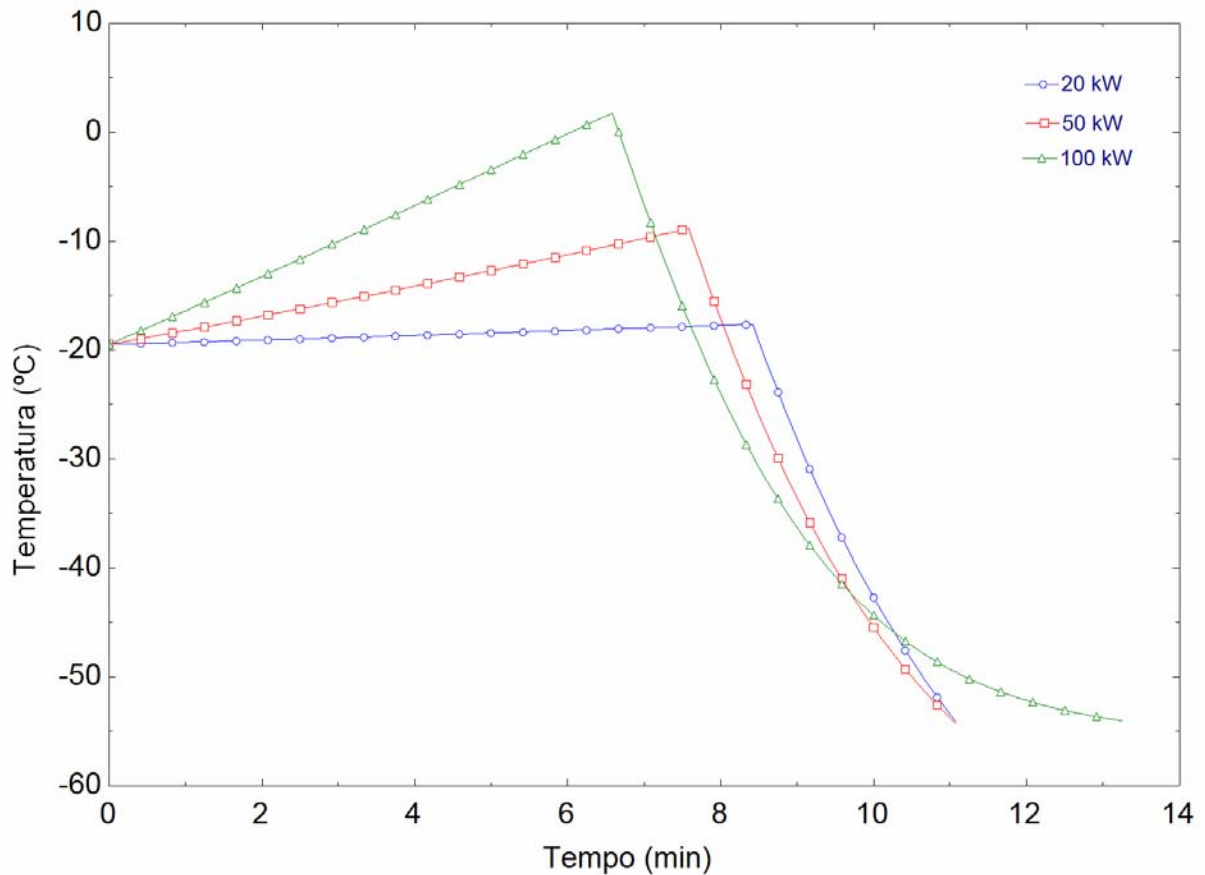


Figura 12 - Evolução da temperatura em função do tempo (cada marcador representa 5 passos)

A acuidade dos resultados apresentados é em parte comprometida pela hipótese de gás perfeito contida no modelo de Fanno, já que inicialmente há escoamento de fase líquida pela tubulação auxiliar. Embora o comportamento da fase líquida seja fracamente modelado pelas equações de gás perfeito, este fato é compensado no cálculo da vazão mássica de saída. Ainda que a densidade da fase líquida seja subestimada pelas equações de gás perfeito, a velocidade termina por ser superestimada, o que torna a vazão mássica próxima à realidade. Ressalta-se que o papel do modelo de Fanno foi apenas inserir a variável tempo à modelagem.

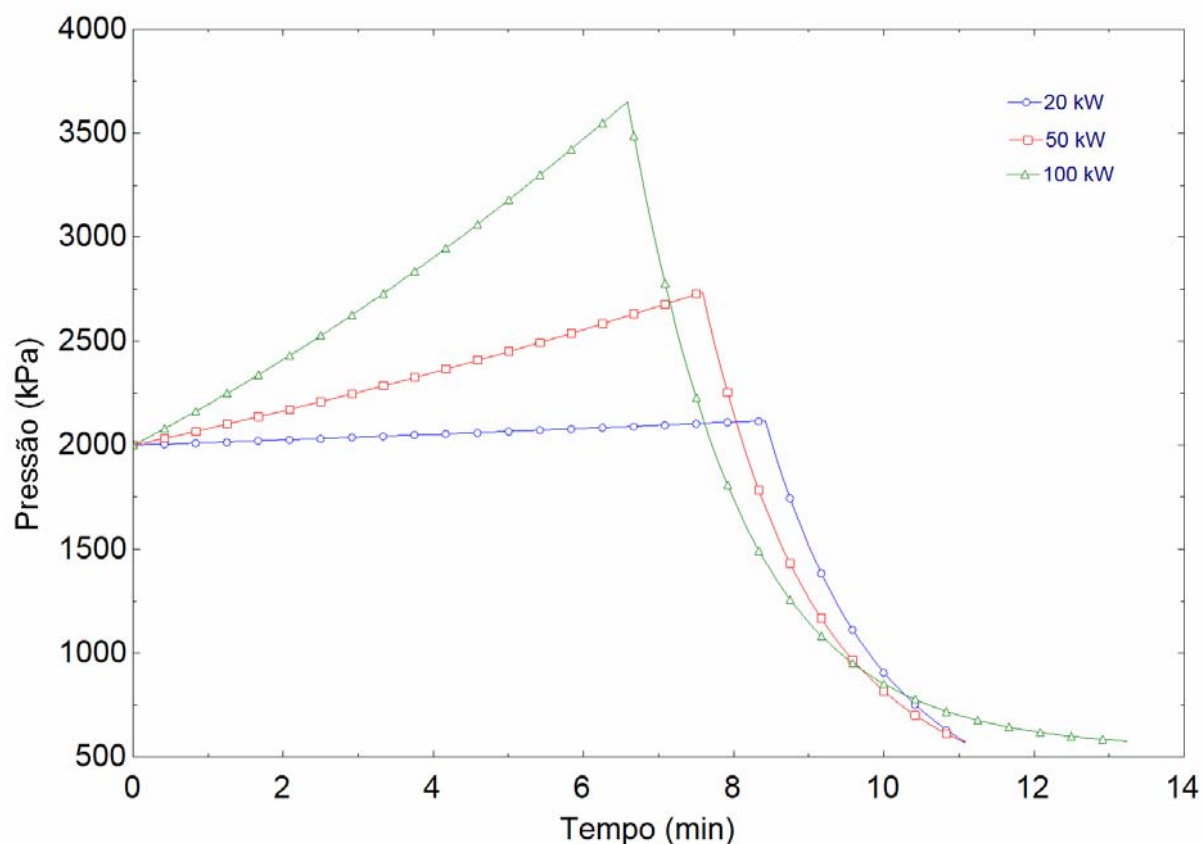


Figura 13 - Evolução da pressão em função do tempo (cada marcador representa 5 passos)

Como as taxas de aquecimento apresentadas podem ser consideradas muito elevadas e, portanto, pouco práticas, procurou-se artifício para baixar estes valores mantendo-se o comportamento apresentado. Este fato é obtido da redução do diâmetro da tubulação auxiliar. Desta forma, a vazão mássica é reduzida e permite maior tempo para que o fluido no interior da tubulação receba calor do sistema de aquecimento. Consequentemente, aumenta-se a escala de tempo do processo de esvaziamento.

A Figura 14 representa o resultado de três simulações a taxas de aquecimento diferentes, em que a tubulação auxiliar foi considerada formada por tubos de 3/8" (em vez de 3/4", como existente).

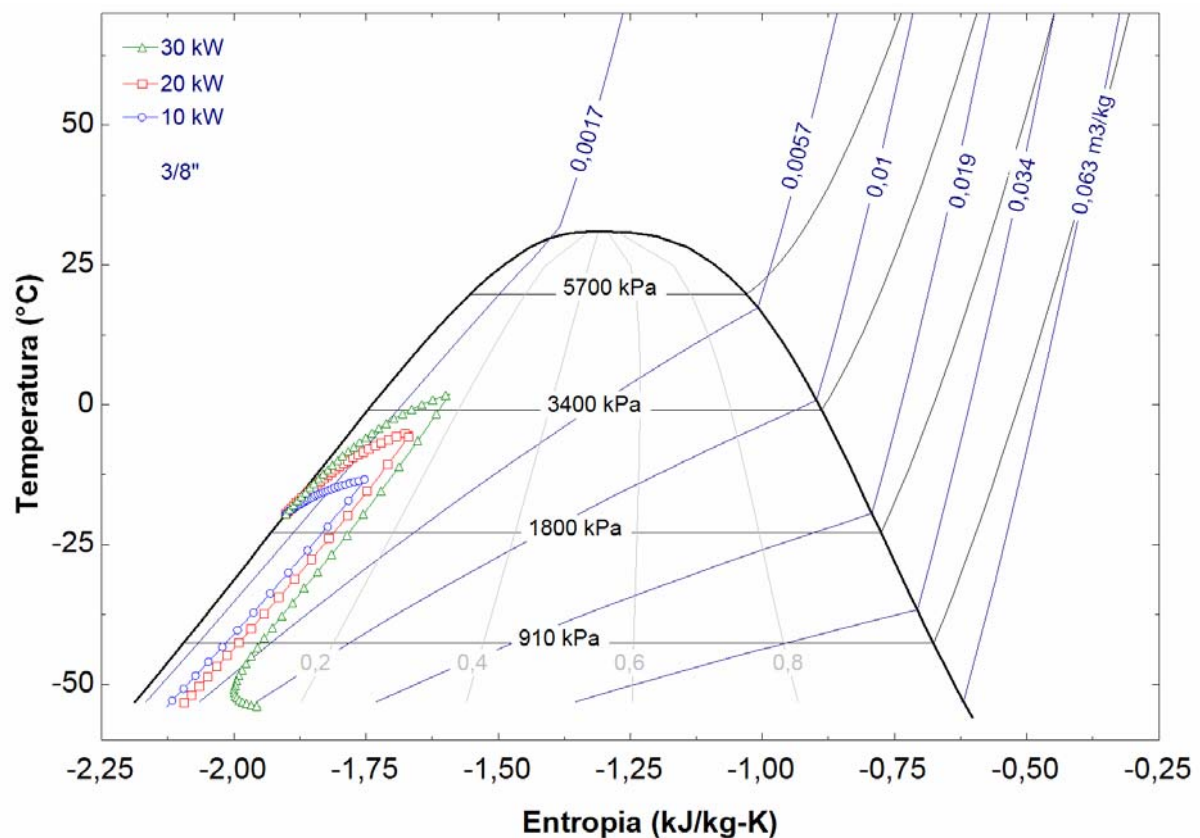


Figura 14 - Diagrama T-s para diferentes taxas de aquecimento para tubulação auxiliar modificada (cada marcador representa 10 passos)

A Figura 15 apresenta a evolução da massa restante na tubulação principal, enquanto a Fig. 16 expõe a da pressão em seu interior.

Em vista da existência de válvulas de segurança na instalação, pressões superiores a 2450 kPa abririam novas seções de saída para o fluido, o que não encontra-se modelado nas simulações apresentadas. A linha pontilhada na Fig. 16 refere-se a este valor de acionamento das válvulas de segurança. Para as taxas de aquecimento simulações, somente a 10 kW não haveria abertura destas válvulas. Neste caso, a massa restante na tubulação quando da iminência de ultrapassagem do ponto triplo é de aproximadamente 225 kg (restantes dos iniciais 820 kg). Este processo tomaria cerca de 37 min.

Outro caso simulado que não provocaria a abertura das válvulas de segurança é à taxa de aquecimento de 20 kW com tubulação auxiliar de 3/4". Para este caso, a massa restante seria de aproximadamente 240 kg, atingidos em 11 min.

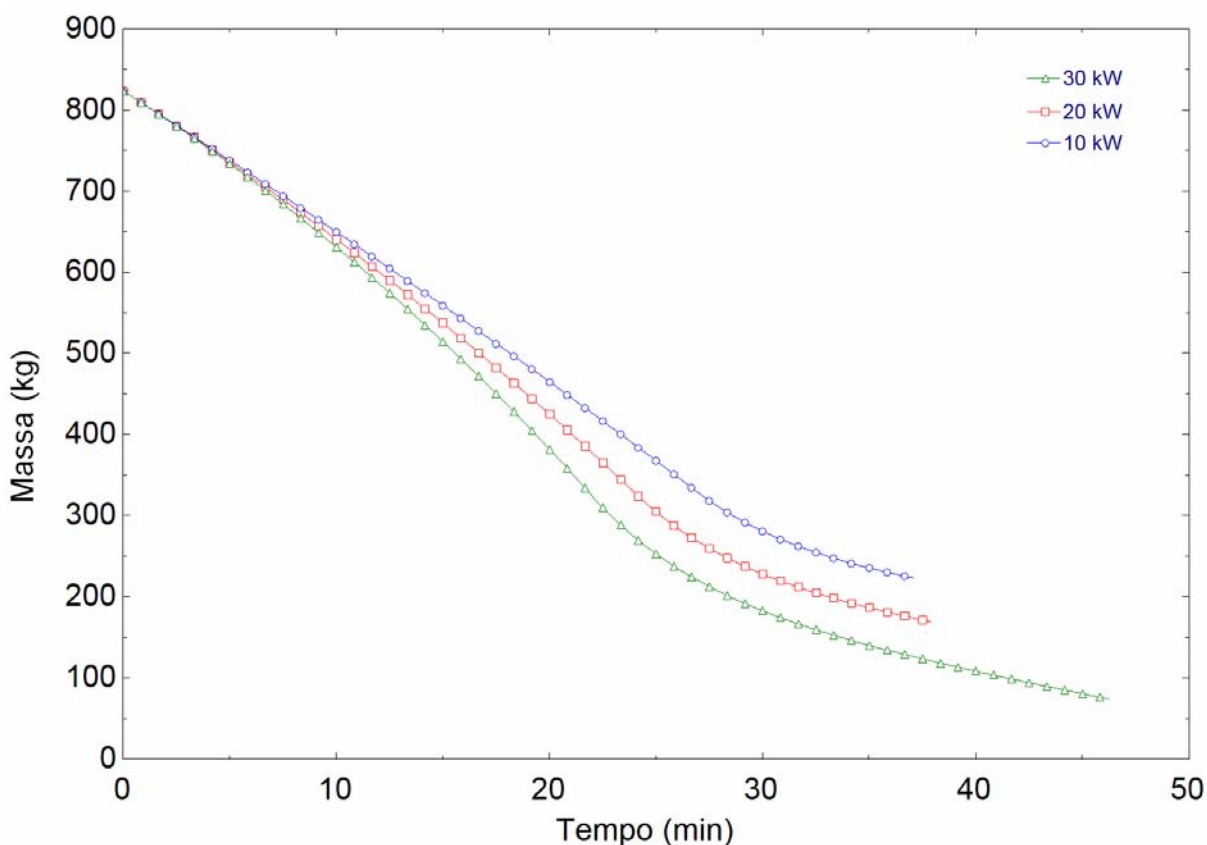


Figura 15 - Evolução da massa restante em função do tempo para tubulação auxiliar modificada (cada marcador representa 10 passos)

Percebe-se que, apesar do calor fornecido, o simples aquecimento da tubulação não é suficiente para eliminar o problema de congelamento em situações de manutenção. Embora atenuado, este persiste com o congelamento de parte da massa restante ao final de cada processo simulado. Taxas de aquecimento superiores tendem a gerar menores quantidades de fluido restante para congelamento, mas ocasionam grandes pressões ao início do processo, o que leva à abertura das válvulas de segurança.

Em vista desta situação, reserva-se a trabalhos futuros a continuação deste estudo para completa solução do problema. Como alternativa para tal, sugere-se a utilização do aquecimento com a injeção de um gás inerte, como o nitrogênio, na tubulação principal para impedir a queda excessiva de pressão e a conseqüente ultrapassagem do ponto triplo do dióxido de carbono.

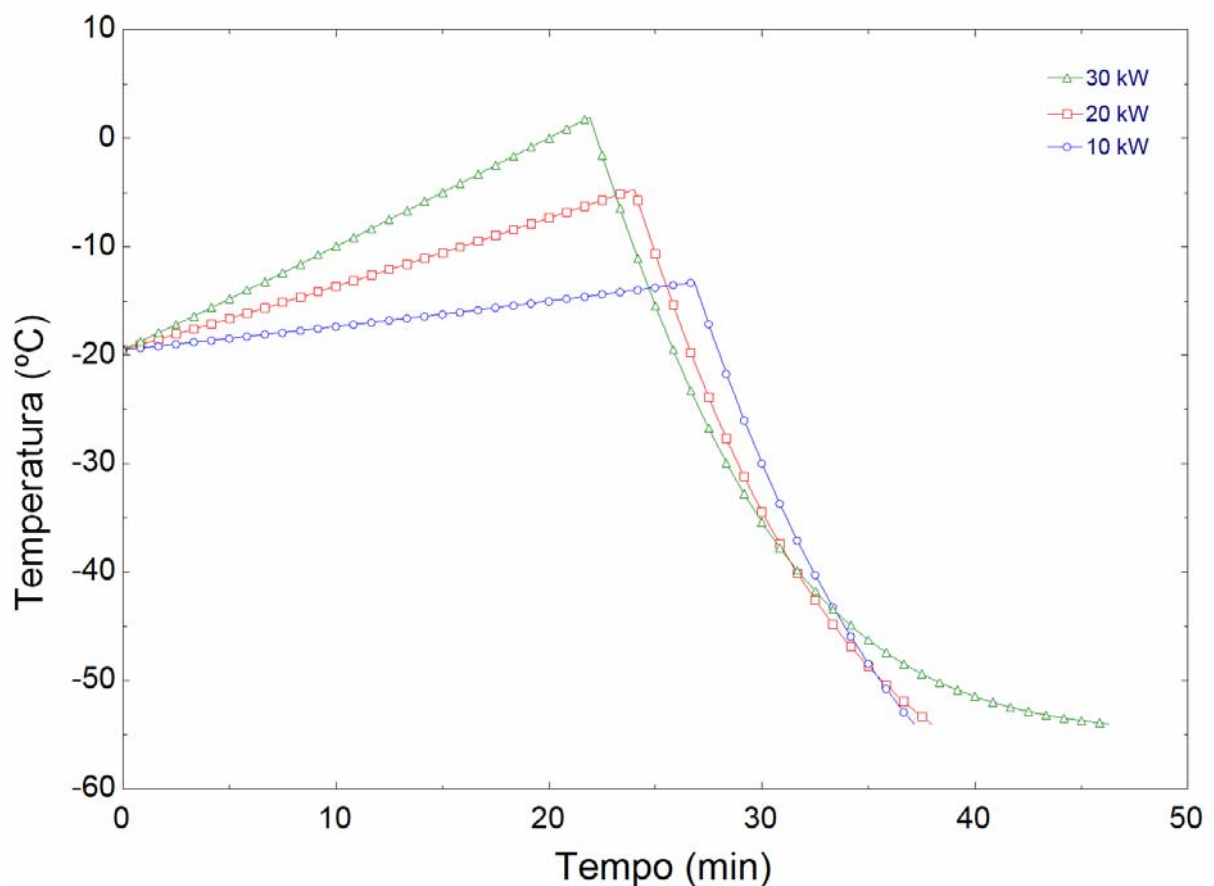


Figura 16 - Evolução da pressão em função do tempo para tubulação auxiliar modificada (cada marcador representa 10 passos)

A Tabela 3 demonstra a evolução de várias variáveis no processo de esvaziamento conduzido a taxa de aquecimento de 30 kW e com tubulação auxiliar de 3/8". O programa EES completo utilizado para gerar esta tabela encontra-se em anexo.

Tabela 3 - Processo de esvaziamento à taxa de aquecimento de 30 kW e com tubulação auxiliar de 3/8"

$T$ (min)	$m_1$ (kg)	$P_1$ (kPa)	$s_1$ (kJ/kg K)	$T_1$ (°C)	$u_1$ (kJ/kg)	$v_1$ (m <sup>3</sup> /kg)	$Ma_2$	$V_2$ (m/s)
0,0	823,5	2000	-1,902	-19,50	-353,2	0,000972	0,1832	46,01
2,0	788,9	2116	-1,884	-17,65	-348,8	0,001014	0,1832	46,16
4,0	752,4	2239	-1,866	-15,76	-344,2	0,001063	0,1832	46,31
6,0	714,0	2369	-1,847	-13,86	-339,3	0,001120	0,1832	46,46
8,0	673,6	2506	-1,826	-11,93	-334,2	0,001188	0,1833	46,62
10,0	631,0	2650	-1,804	-9,98	-328,6	0,001268	0,1833	46,77
12,0	586,1	2802	-1,780	-8,01	-322,5	0,001365	0,1833	46,92
14,0	538,8	2962	-1,754	-6,02	-315,8	0,001485	0,1833	47,08
16,0	489,1	3129	-1,723	-4,01	-308,1	0,001636	0,1833	47,24
18,0	436,8	3304	-1,688	-2,00	-299,2	0,001832	0,1833	47,39
20,0	381,8	3486	-1,645	0,01	-288,4	0,002095	0,1833	47,55
22,0	324,0	3618	-1,596	1,43	-276,2	0,002469	0,1833	47,65
24,0	273,1	2635	-1,681	-10,17	-300,6	0,002929	0,1833	46,75
26,0	235,0	1952	-1,762	-20,30	-322,4	0,003405	0,1832	45,95
28,0	205,7	1492	-1,832	-28,69	-340,7	0,003889	0,1831	45,27
30,0	182,6	1186	-1,889	-35,40	-355,2	0,004382	0,1831	44,72
32,0	163,6	981	-1,934	-40,64	-366,2	0,004890	0,1830	44,28
34,0	147,4	844	-1,965	-44,64	-374,0	0,005428	0,1830	43,94
36,0	133,1	750	-1,986	-47,65	-379,2	0,006009	0,1829	43,68
38,0	120,2	686	-1,997	-49,86	-382,2	0,006656	0,1829	43,48
40,0	108,2	643	-1,999	-51,47	-383,1	0,007397	0,1829	43,34
42,0	96,8	613	-1,993	-52,61	-382,3	0,008269	0,1828	43,24
44,0	85,8	593	-1,978	-53,40	-379,7	0,009328	0,1828	43,17
46,0	75,1	580	-1,954	-53,94	-375,1	0,010660	0,1828	43,13

Não é objetivo deste trabalho descrever como o aquecimento seria realizado. Propõe-se, no entanto, que seja feito por meio de resistências elétricas. Outros meios, como traço a óleo ou vapor, acabam inviabilizados pela esporadicidade da necessidade de esvaziamento desta tubulação e da ausência de linhas de vapor em campo. Desta forma, a alternativa elétrica aparentemente enquadra-se como a mais viável pelas facilidades de manutenção e controle.

Há, no entanto, o inconveniente gerado por partes da tubulação estarem em contato com líquido saturado, enquanto outras com vapor saturado. Isto gera a formação de distintas películas de convecção e, portanto, diferentes temperaturas de parede nestes locais. Este fato provavelmente ocasione a necessidade de controle

por meio de resistências tiristorizadas e sensoriadas. Estas resistências poderiam ser do tipo tubular e fixadas ao redor da tubulação principal, com o isolamento de poliuretano instalado em volta delas.

Este estudo do sistema de aquecimento fica, portanto, reservado para eventuais trabalhos futuros, que venham a dar prosseguimento ao aqui iniciado.

Assim também, melhorias na modelagem termodinâmica do fenômeno poderiam ser conduzidas, como a eliminação da hipótese de gás perfeito, o que poderia ser feito pelo uso das equações de balanço de massa, energia e quantidade de movimento em conjunto com equações de estado para fluido real, no caso, dióxido de carbono.

## CONCLUSÃO

Inicialmente, imaginava-se possível evitar o congelamento do fluido no interior da tubulação principal (8") pelo controle da vazão de descarga. No entanto, da análise dos modelos apresentados, identificou-se a inviabilidade de tal medida isolada, já que o tempo necessário para o esvaziamento completo seria de alguns dias.

Alternativamente, propôs-se o aquecimento da tubulação como meio de aumentar a entropia do fluido no interior da tubulação. Percebeu-se que, embora atenuasse o problema de congelamento, esta alternativa isolada não é capaz de resolvê-lo completamente, já que não evita o congelamento de parte da massa restante ao cruzar-se o ponto triplo do dióxido de carbono. Taxas de aquecimento superiores tendem a gerar menores quantidades de fluido restante para congelamento, mas ocasionam grandes pressões ao início do processo, o que leva à abertura das válvulas de segurança.

Percebeu-se ainda que, enquanto na região de líquido-vapor, o escoamento estaria bloqueado na seção de descarga da tubulação auxiliar (3/4"). Este fato, na verdade, possibilitou a simplificação do equacionamento do problema e simulação através do software EES.

Embora a hipótese de gás perfeito para escoamento na tubulação auxiliar (Fanno) enfraqueça em parte os resultados apresentados, ela não os compromete. Quando líquido saturado deixa a tubulação principal, situação em que a hipótese mostra-se mais divergente, a densidade subestimada pelas equações de gás perfeito é compensada pela velocidade de saída superestimada, o que resulta em vazões mássicas de saída coerentes.

Destinou-se a trabalhos posteriores a elaboração do sistema de aquecimento, assim como foi apenas sugerida a possibilidade de injeção conjunta de gás inerte na tubulação principal durante a ocasião de esvaziamento. Este gás, por exemplo, o nitrogênio, teria a função de evitar a queda exagerada de pressão no interior da tubulação e ultrapassagem do ponto triplo.

Da mesma forma, sugeriu-se a eliminação da hipótese de gás perfeito pelo uso de equações de balanços de massa, energia e quantidade de movimento aliadas a equações de estado para dióxido de carbono.

## REFERÊNCIAS

ASHRAE. **Handbook of fundamentals**, American Society of Heating, Refrigerating and Air Conditioning Engineers, Atlanta, 1989

ENGINEERING EQUATION SOLVER: EES Manual. [S.l.] S.A. Klein, c1992-2006.

INCROPERA, F. P. ; DEWITT, D. P. **Transferência de calor e massa**. Rio de Janeiro: LTC, 2003.

REID, R.C. ; PRAUSNITZ, J.M. ; SHERWOOD, T.K. **The properties of gases and liquids**. [S.l.] McGraw-Hill, 1977

VAN WYLEN, G. J. ; SONNTAG, R. E. ; BORGNAKKE C. **Fundamentos da termodinâmica**. São Paulo: Edgard Blücher , 2003.

ZUCKER, R. D., **Fundamentals of gas dynamics**. [S. l.], Matrix Publishers, 1977.

## ANEXOS

### Anexo 1 - Programa EES utilizado para simulação

#### "Funções"

```
SUBPROGRAM mach (k; f; deltaL; D; Ma_2)
```

```
Ma_2=(1/(1-k*(((k+1)/2)*ln((1+(k-1)/2)/(1+(k-1)/2*Ma_2^2))-((k+1)/(2*k))*ln((1/Ma_2)^2)-  
f*deltaL/D)))^(1/2) "Encontra Mach na seção 2 para seção 3 bloqueada"
```

```
end
```

```
PROCEDURE fanno(T0_2; k; RR; deltaL; D; p0_2 : Ma_2 ; V_2; ro_2) "Modelo de  
escoamento de Fanno"
```

```
f := 0,02
```

```
Repeat
```

```
    f_ant := f
```

```
    CALL mach (k; f; deltaL; D; Ma_2)
```

```
    T_2 := T0_2/(1+(k-1)/2*Ma_2^2)
```

```
    p_2 := p0_2/(1+(k-1)/2*Ma_2^2)^(k/(k-1))
```

```
    a_2 := SOUNDSPEED(CO2;T=T_2)
```

```
    V_2 := Ma_2*a_2
```

```
    ro_2 := DENSITY(CO2;T=T_2;P=p_2)
```

```
    ni_2 := VISCOSITY(CO2;T=T_2)
```

```
    Re := ro_2*V_2*D/ni_2
```

```
    f := MoodyChart(Re; RR)
```

```
Until(abs(f-f_ant)<0,0001)
```

```
end
```

```
PROCEDURE descarga( x0_1; p0_1; deltaL; deltat; D; Vol; Vol_crit; k; RR; Qponto: tempo[1..557];  
m[1..556]; P_1[1..557]; v_1[1..557]; T_1[1..557]; s_1[1..557]; u_1[1..557]; Ma_2[1..556]; V_2[1..556];  
K[2..557])
```

```
p0_2:=p0_1
```

```
i:=0
```

```
tempo[1]:=0
```

```
P_1[1]:=p0_1
```

```
v_1[1]:=VOLUME(CarbonDioxide;P=p0_1; x=x0_1)
```

```
T_1[1]:=TEMPERATURE(CarbonDioxide;P=p0_1; x=x0_1)
```

```
s_1[1]:=ENTROPY(CarbonDioxide;P=p0_1; x=x0_1)
```

```
u_1[1]:=IntEnergy(CarbonDioxide;P=p0_1; x=x0_1)
```

```
x_1:=0
```

```
Repeat
```

```
    i:=i+1
```

```

tempo[i+1]:=tempo[i]+deltat/60
p0_2 := P_1[i]
T0_2 := T_1[i]
CALL fanno(T0_2; k; RR; deltaL; D; p0_2; Ma_2; V_2; ro_2)

V_2[i] := V_2
Ma_2[i] := Ma_2
deltam := -V_2*pi*D^2/4*ro_2*deltat
m[i] := Vol/v_1[i]

v_l := Volume(CarbonDioxide;T=T_1[i]; x=0)
Vol_liq := v_l*m[i]*(1-x_1)

IF (Vol_liq>Vol_crit) THEN
h := ENTHALPY(CarbonDioxide; T=T_1[i]; x=0)
ELSE
h := ENTHALPY(CarbonDioxide; T=T_1[i]; x=1)
ENDIF

IF (Vol_liq>Vol_crit) THEN
s_s := ENTROPY(CarbonDioxide; T=T_1[i]; x=0)
ELSE
s_s := ENTROPY(CarbonDioxide; T=T_1[i]; x=1)
ENDIF

u_1[i+1] := u_1[i]+(deltam/m[i])*(h-u_1[i])+Qponto*deltat/m[i]
v_1[i+1]:= Vol/(m[i]+deltam)
T_1[i+1]:=TEMPERATURE(CarbonDioxide; u=u_1[i+1]; v=v_1[i+1])
P_1[i+1]:=PRESSURE(CarbonDioxide; u=u_1[i+1]; v=v_1[i+1])
s_1[i+1]:=ENTROPY(CarbonDioxide;u=u_1[i+1]; v=v_1[i+1])
K[i+1]:=s_1[i+1]*Vol/v_1[i+1]-s_1[i]*m[i]-deltam*s_s
x_1=Quality(CarbonDioxide;u=u_1[i+1]; v=v_1[i+1])
Until (T_1[i+1]<-54)

END

"Programa Principal"

"Dados conhecidos"

x0_1=0
p0_1 = 2000 [kPa]
epsilon = 0,000045 [m]
deltaL = 10 [m]
deltat = 5 [s]
D = 0,0138 [m]
Vol = 0,8 [m^3]
Vol_crit = 0,3 [m^3]
k = 1,289
Qponto =30 [kW]
RR = epsilon/D

CALL descarga( x0_1; p0_1; deltaL; deltat; D; Vol; Vol_crit; k; RR; Qponto: tempo[1..557]; m[1..556];
P_1[1..557]; v_1[1..557]; T_1[1..557]; s_1[1..557]; u_1[1..557]; Ma_2[1..556]; V_2[1..556]; K[2..557])

```

