

11 Projetos Aplicados

Analise os conceitos estudados nos capítulos anteriores em oito problemas da indústria de petróleo e gás. O primeiro diz respeito à operação de um *flare*, utilizado em refinarias e campos de produção de petróleo para a queima de gás produzido que, por qualquer motivo, não é aproveitado (uma particularidade do sistema de produção de petróleo que tende a desaparecer face às crescentes pressões ecológicas e ambientais). O segundo refere-se ao cálculo do esforço dinâmico sobre o duto de descarga numa operação de *blowdown*. O terceiro problema considera o cálculo das condições locais no instante de ruptura com término duplo de uma linha de gás. O quarto analisa alternativas operacionais para uma instalação de linha de transmissão de gás natural. O quinto problema estuda a distribuição de temperatura num gasoduto considerando, em especial, o efeito Joule-Thomson. O sexto problema trata em detalhes o cálculo das condições de escoamento por uma ruptura de dimensões pequena a média num gasoduto durante um processo de vazamento provocado por um acidente mecânico. O sétimo considera a metodologia de cálculo preliminar de projeto de um longo gasoduto entre as cidades de São Carlos e Brasília. O oitavo problema considera condições do escoamento entre duas estações de compressão no gasoduto Bolívia-Brasil, GASBOL.

11.1 Operação de um *Flare*

Consideremos um *flare* esquematizado na Fig. 11.1.1, constituído por três elementos: torre, selo e queimador. Admitamos que para uma condição de emergência necessita-se descarregar 58 kg/s de gás com as seguintes propriedades: massa molecular $M_g = 49,5$ kg/kmol, expoente isentrópico $\gamma = 1,30$, tendo por temperatura de estagnação $T_e = T_o = 90$ °C. Um teste feito num modelo indica que o selo para líquido, localizado na parte superior da torre, apresenta um coeficiente de perda localizada $K_s = 2,5$ (realizado sob condição de líquido, incompressível). De forma análoga, o coeficiente de perda no tê da base, próxima ao ponto-1, é igual a $K_c = 1,5$. Para um coeficiente de atrito de Darcy f igual a 0,012, pede-se determinar: a) a condição na entrada da torre (ponto-1), em particular o valor da pressão estática p_1 ; b) as velocidades nos pontos críticos da instalação e a vazão volumétrica para condição padrão.

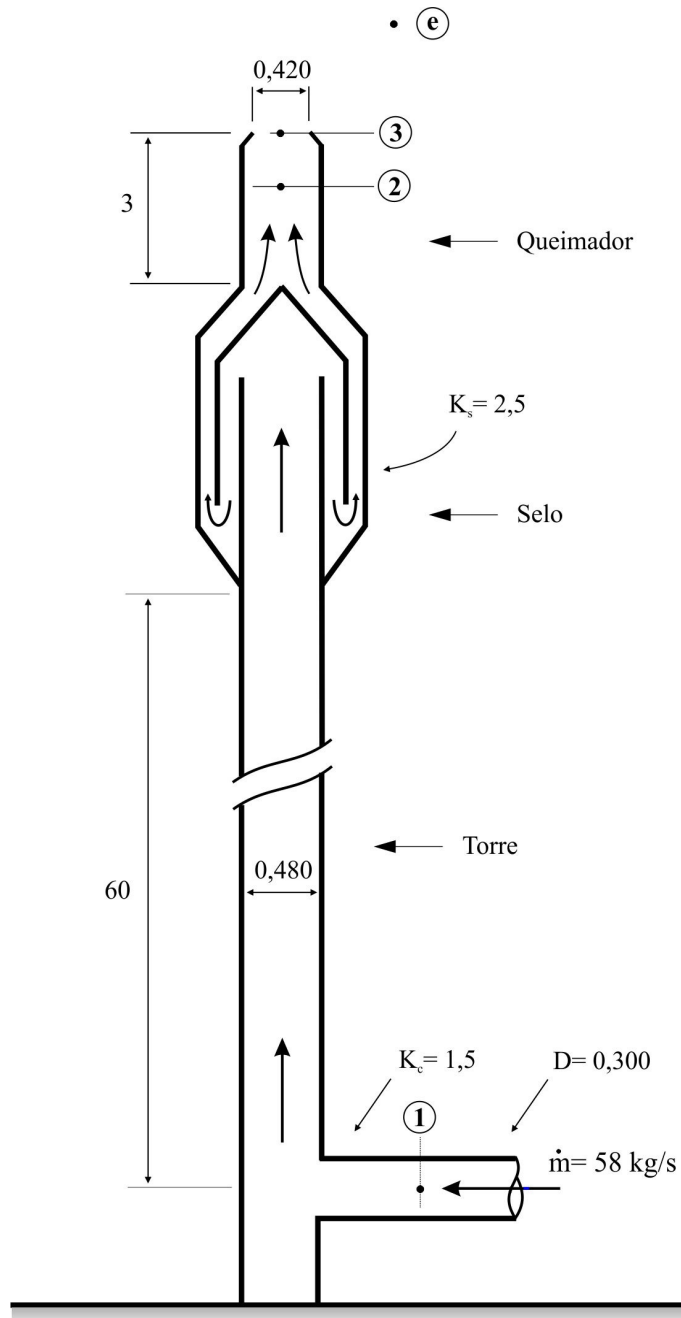


Figura 11.1.1 Coluna de *flare* - medidas em metros.

Solução: Na ausência de maiores informações, as seguintes hipóteses serão consideradas:

- Diâmetro da coluna constante
- escoamento não afogado (a ser verificado pelos cálculos)
- Ausência de perdas no topo do queimador. Portanto, pressão de estagnação constante na região
- Ausência de contração (*vena contracta*) no escoamento na saída do queimador
- escoamento adiabático (coluna curta - comprimento em torno de 130 diâmetros)
- Comportamento ideal para o gás
- escoamento em regime permanente

Iniciamos escrevendo a equação de conservação de massa numa forma adequada para os cálculos

$$\dot{m} = A\rho V = A \frac{p}{RT} Ma \sqrt{\gamma RT} = ApMa \sqrt{\frac{\gamma}{RT}} \quad (11.1.1)$$

ou, em termos da temperatura e pressão de estagnação e temperatura crítica, Eqs. (7.22 a 7.28) e (8.8):

$$\begin{aligned} F_1(\gamma, Ma) &= \frac{\dot{m} \sqrt{RT}}{Ap} = \gamma^{1/2} Ma \\ F_2(\gamma, Ma) &= \frac{\dot{m} \sqrt{RT_o}}{Ap} = \gamma^{1/2} Ma \left[1 + \frac{\gamma-1}{2} Ma^2 \right]^{1/2} \\ F_3(\gamma, Ma) &= \frac{\dot{m} \sqrt{RT_o}}{Ap_o} = \frac{\gamma^{1/2} Ma}{\left[1 + \frac{\gamma-1}{2} Ma^2 \right]^{(\gamma+1)/2 (\gamma-1)}} \\ F_4(\gamma, Ma) &= \frac{\dot{m} \sqrt{RT^*}}{Ap} = \gamma^{1/2} Ma \left[\frac{2 + (\gamma-1) Ma^2}{\gamma + 1} \right]^{1/2} \end{aligned} \quad (11.1.2)$$

e a temperatura de estagnação em função da temperatura crítica, Eq. (7.25),

$$\frac{T_o}{T^*} = \frac{\gamma + 1}{2} \quad (11.1.3)$$

1) Pressões, Temperaturas e Números de Mach

Os seguintes parâmetros serão necessários para os cálculos, Fig. 11.1.1: $R_g = 8314,5/49,5 = 168 \text{ J/kg-K}$; $A_1 = \pi \times 0,30^2 / 4 = 0,07068 \text{ m}^2$; $A_2 = \pi \times 0,48^2 / 4 = 0,1809 \text{ m}^2$; $A_3 = \pi \times 0,42^2 / 4 = 0,1385 \text{ m}^2$. Com os dados do problema obtém-se para a função F_2 aplicada no ponto-3 (saída do queimador)

$$F_2(1,3, Ma_3) = \frac{\dot{m} \sqrt{RT_{o3}}}{A_3 p_3} = \frac{58 \sqrt{168 \times (273,2 + 90)}}{0,1385 \times 101325} = 1,0210 \quad (11.1.4)$$

Para $\gamma = 1,3$ construímos numericamente uma tabela para a função $F_2(\gamma, Ma)$ para Ma entre 0 e 1 em intervalos $\delta Ma = 0,001$. Para o valor indicado em (11.1.4) encontramos $Ma_3 = 0,851$ (número de Mach na saída do queimador).

Com este valor ($Ma = 0,851$) calcula-se a pressão de estagnação p_{o3} na região da garganta na saída do queimador, Eq. (7.24),

$$p_{o3} = p_3 \left[1 + \frac{\gamma - 1}{2} Ma_3^2 \right]^{\gamma/(\gamma - 1)} = 101325 \times 1,56342 = 1,584 \times 10^5 \text{ Pa} \quad (11.1.5)$$

Não havendo perdas localizadas nesta região a pressão de estagnação mantém-se constante. A condição para o número de Mach na seção-2, logo abaixo do topo do queimador, pode ser então calculada a partir da função F_3

$$F_3(1,3, Ma_2) = \frac{\dot{m} \sqrt{RT_{o2}}}{A_2 p_{o2}} = \frac{58 \sqrt{168 \times (273,2 + 90)}}{0,1809 \times 158400} = 0,500 \quad (11.1.6)$$

De forma similar ao cálculo de Ma_3 acima obtém-se $Ma_2 = 0,507$, valor do número de Mach no topo do queimador.

Necessitamos agora calcular a temperatura crítica T^* . De (11.1.3) obtém-se para $\gamma = 1,3$ e $T_o = (273,2 + 90) = 363,2 \text{ K}$, $T^* = 2/(1 + 1,3) \times 363,2 = 315,8 \text{ K}$ ($42,6 \text{ }^\circ\text{C}$).

Por outro lado, a soma das perdas por atrito viscoso entre as seções 1 e 2 é

$$\Sigma K = \sum_i \frac{f \Delta L_i}{D_i} + \sum_i K_i = \frac{0,012 \times 63}{0,48} + 2,5 + 1,5 = 5,575 \quad (11.1.7)$$

Note que foi desprezado o comprimento do segmento do duto horizontal entre o ponto-1 e a junção com a torre. Caso este fosse considerável, deveria constar no primeiro termo do somatório da Eq. (11.1.7).

Com $Ma_2 = 0,507$ e $\gamma = 1,3$, da Eq. (8.6), $(fL^*/D)_2 = 1,112$. Portanto, o termo devido ao atrito viscoso em 1 será $(fL^*/D)_1 = (fL^*/D)_2 + \Sigma K = 1,112 + 5,575 = 6,69$. Com $\gamma = 1,3$ e este valor, a solução reversa da Eq. (8.6) fornece $Ma_1 = 0,283$, número de Mach na seção-1, próximo da entrada da torre. Com $Ma_1 = 0,283$ a função para F_4 , Eq. (11.1.2d), pode ser avaliada, e assim a pressão p_1 ,

$$F_4(1,3; 0,283) = \frac{\dot{m} \sqrt{RT^*}}{A_1 p_1} = \frac{58 \sqrt{168 \times 315,8}}{0,07068 p_1} = 0,3027 \quad (11.1.8)$$

para o qual $p_1 = 624$ kPa (abs). T_1 é então obtida da Eq. (8.8c), ou $T_1 = 359,0$ (85,9 °C).

2) Velocidades

As velocidades *in situ* podem ser calculadas a partir do número de Mach e das velocidades sônicas; $V = Ma \sqrt{\gamma RT}$, em resumo

Seção No.	Ma	c (m/s)	V (m/s)
1	0,283	280,2	79
2	0,507	276,4	140
3	0,851	267,5	228

A vazão volumétrica no sistema para condição padrão (20 °C e 101325Pa) é $Q^* = \dot{m}/\rho^* = 58/2,057 = 28,2$ m³/s .

Comentário final: Observe que o número de Mach na saída do queimador é bastante alto ($Ma_3 = 0,851$), sugerindo que afogamento poderá ocorrer para qualquer diminuta variação de área na seção, ou da vazão. Instabilidade no escoamento, ruído e vibração podem ser problemas sérios para um valor tão alto na topo da coluna. Sob alto risco, a condição poderá ser eventualmente admitida por se tratar de descarga numa situação de

emergência.

Um valor apropriado para o número de Mach para projeto desta natureza deve ficar para Ma_3 entre 0,2 e 0,4. Para $Ma_3=0,30$ o fluxo de massa encontrado, de (11.1.4), é $\dot{m} = 14,8 \text{ kg/s}$, correspondendo a $7,18 \text{ m}^3/\text{s}$ (condição padrão); cerca de 1/4 da condição imposta na emergência!

11.2 Esforço sobre Coluna de Descarga Durante *Blowdown*

Na Fig. 11.2.1 está esquematizado uma derivação instalada num gasoduto com o objetivo de descarregar o gás numa operação de *blowdown*. Como se pode concluir dos cálculos mostrados a seguir a configuração desta instalação particular não é adequada, podendo gerar ruptura caso não esteja ancorada adequadamente.

A condição do problema é: pressão estática e temperatura estática no gasoduto, $p_d=82 \text{ bar}$, $T_d=23 \text{ }^\circ\text{C}$; densidade relativa e coeficiente isentrópico do gás, $\lambda_g=0,572$, $\gamma=1,30$; coeficiente de atrito de Darcy, $f=0,020$. Diâmetro nominal da descarga, NPS6 ($D_i=154,1\text{mm}$). Pede-se calcular o esforço cisalhante e o momento fletor aplicado sobre a seção-A quando a válvula estiver totalmente aberta.

Solução: Cálculo de alguns dados preliminares: $R_g = R_{ar}/\lambda_g = 287/0,572 = 502 \text{ J/kg-K}$; área da seção reta da descarga ($D_i=154,1 \text{ mm}$), $A_d = \pi \times 0,1541^2 / 4 = 0,01865 \text{ m}^2$.

Devido ao alto valor da pressão no duto (82 bar) pode-se antecipar que o escoamento é crítico (afogado), ocorrendo número de Mach unitário na saída. A perda por atrito viscoso, localizada entre as seções A e B, é

$$\Sigma K = \frac{f\Delta L}{D} + \sum_i K_i = \frac{0,02 \times 4,3}{0,1541} + 1,0 = 1,56 \quad (11.2.1)$$

Com $(fL^*/D)_A = (fL^*/D)_B + \Sigma K = 0 + 1,56 = 1,56$. Assim, para $\gamma=1,3$, a solução reversa de (8.6) fornece $Ma_A = 0,462$. Com este valor e $\gamma=1,3$ obtém-se de (7.27) $F_3 = 0,4668$. Logo,

$$F_3(1,3; 0,462) = \frac{\dot{m} \sqrt{R_g T_{oA}}}{A_d p_{oA}} = \frac{\dot{m} \sqrt{502 \times 296,2}}{0,01865 \times 83 \times 10^5} = 0,4668 \quad (11.2.2)$$

para o qual $\dot{m} = 187,4 \text{ kg/s}$.

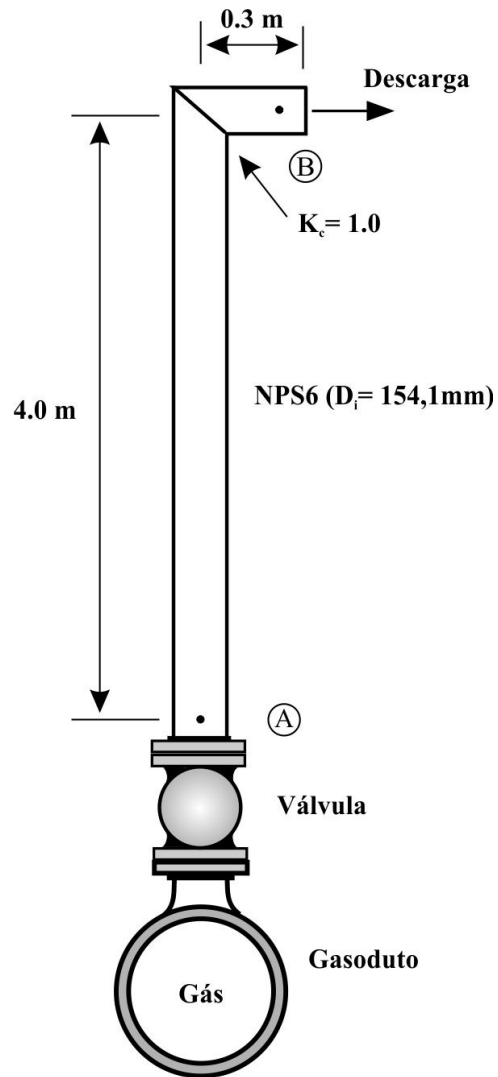


Figura 11.2.1 Derivação num gasoduto para operação de *blowdown*.

A força horizontal atuando sobre a estrutura no ponto-B será então

$$F_x = \dot{m} V_B = 187,4 \times 410 = 76.834 N \quad (= 7.835 \text{ kg}_f) \quad (11.2.4)$$

e o momento fletor

$$M_B = F_x \times L = 76.834 \times 4 = 307.336 \text{ N}\cdot\text{m} \quad (= 31.340 \text{ kg}_f\cdot\text{m}) \quad (11.2.5)$$

Observe o valor extremamente elevado para a força atuando sobre a descarga na direção horizontal, cerca de 8 toneladas! Um duto de 6" com 4m de altura dificilmente resistirá a este esforço a menos que esteja ancorado na parte superior.

A solução para este problema é simplesmente realizar o *blowdown* diretamente para a vertical, sem a curva de 90° na parte superior, evitando o momento fletor.

A título de curiosidade: a) a velocidade do gás na seção-A é $V_A = Ma_A c_A = 200 \text{ m/s}$; b) a temperatura na descarga é a própria temperatura crítica, ou seja $-15,6 \text{ }^\circ\text{C}$. Portanto, a umidade no ar tenderá a condensar e congelar na parte superior do duto. Analise também a solução do parágrafo 8.6, Capítulo 8, similar a este.

11.3 Ruptura com Término Duplo em Linha de Gás - *Pipe Whip*

A Fig. 11.3.1 mostra o esquema de uma tubulação transportando metano a partir de um reservatório onde as condições são conhecidas. Uma avaliação de segurança do sistema indica que o local mais provável para uma ruptura com término duplo (quebra completa, com separação suficiente da tubulação para não ocorrer interferência no escoamento) se dará no ponto-B. O problema que se apresenta é determinar a vazão de massa inicial, logo após a ruptura, assim como a condição termodinâmica do gás na seção de ruptura para os seguintes dados: a) diâmetro da tubulação $D_t = 120 \text{ mm}$; b) comprimento total entre os pontos A e B, $L_{AB} = 73 \text{ m}$; c) condição no reservatório: $p_o = 13,4 \text{ bar (man)}$, $T_o = 34 \text{ }^\circ\text{C}$; d) propriedades do gás: $M_g = 16,04$, $\gamma = 1,3$; e) $p_{\text{amb}} = p_{\text{atm}}$, $T_{\text{amb}} = 22 \text{ }^\circ\text{C}$.

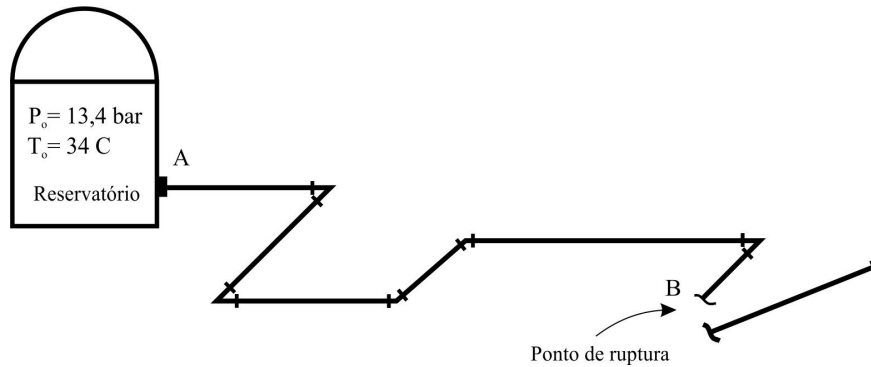


Figura 11.3.1 Ruptura de uma tubulação de gás.

Solução: Dados preliminares do problema: $R_g = R^*/M_g = 8314/16,04 = 518 \text{ J/kg-K}$; área da seção reta da tubulação ($D_i = 120 \text{ mm}$), $A_t = \pi \times 0,12^2 / 4 = 0,0113 \text{ m}^2$.

Devido ao alto valor da pressão no reservatório (13,4 bar) antecipamos que o escoamento estará afogado, ocorrendo $\text{Mach}=1$ na seção de ruptura. Iniciamos com o cálculo das perdas totais por atrito viscoso entre as seções A e B. Para tanto admitiremos os seguintes valores para o coeficiente de atrito e perdas localizadas: $f = 0,017$, $K_e = 1,2$ (entrada); $K_b = 0,30$ (joelhos). Logo,

$$\Sigma K = \frac{f \Delta L}{D} + \Sigma K_i = \frac{0,017 \times 73}{0,12} + 1,2 + 5 \times 0,3 = 13,0 \quad (11.3.1)$$

Com $(fL^*/D)_A = (fL^*/D)_B + \Sigma K = 0 + 13 = 13$. Com $\gamma = 1,3$, a solução reversa da Eq. (8.6) fornece $\text{Ma}_A = 0,217$. Com este valor e $\gamma = 1,3$, de (7.27), $F_3 = 0,2408$. Logo, para a seção de entrada A, admitindo $p_{oA} \approx p_o$,

$$F_3(1,3; 0,217) = \frac{\dot{m} \sqrt{RT_o}}{A_d p_o} = \frac{\dot{m} \sqrt{518 \times 307,2}}{0,0113 \times 14,4 \times 10^5} = 0,2408 \quad (11.3.2)$$

para o qual encontramos $\dot{m} = 9,82 \text{ kg/s}$.

A partir da relação para a temperatura de estagnação (7.22) e com os dados para a seção-A ($\text{Ma}_A = 0,217$, $T_{oA} = 307,2 \text{ K}$), obtém-se a temperatura $T_A = 305 \text{ K}$ ($= 31,8 \text{ }^\circ\text{C}$) e $c_A = 453 \text{ m/s}$. Com este valor, a temperatura crítica é, Eq. (7.25a), $T^* = 267,1 \text{ K}$ ($-6,0 \text{ }^\circ\text{C}$)

e a velocidade crítica

$$V_B = V^* = c^* = \sqrt{\gamma R T^*} = \sqrt{1,3 \times 518 \times 267,1} = 424 \text{ m/s} \quad (11.3.3)$$

Observemos que a velocidade do gás na seção de entrada (saída do reservatório) é $V_A = Ma_A c_A = 0,217 \times 453 = 98 \text{ m/s}$, enquanto a velocidade e a temperatura no ponto de ruptura são os próprios valores críticos: $V_B = 424 \text{ m/s}$ e $T_B = -6,0 \text{ °C}$.

A pressão de estagnação em B pode ser facilmente obtida a partir da razão das funções F_3 , Eq. (7.27). Admitindo escoamento adiabático, para o qual a temperatura de estagnação é constante, e regime permanente e área constante,

$$\frac{F_3(\gamma, Ma_A)}{F_3(\gamma, Ma_B)} = \frac{p_{oB}}{p_{oA}} \quad (11.3.4)$$

logo,

$$p_{oB} = p_{oA} \frac{F_3(\gamma, Ma_A)}{F_3(\gamma, Ma_B)} \quad (11.3.5)$$

Para os dados do problema - (para $Ma_A = 0,217$ e $Ma_B = 1,0$)

$$p_{oB} = 14,4 \times \frac{0,2408}{0,6673} = 5,20 \quad (11.3.6)$$

E assim a pressão na seção de ruptura será, Eq. (7.25b), $p_B = p_B^* = 0,5457 \times 5,2 = 2,84 \text{ bar}$; ou, $p_B = 1,84 \text{ bar (man.)}$, onde, da Eq. 7.25b, e $p^*/p_o = (2/(\gamma+1))^{\gamma/(\gamma-1)} = 0,5457$.

Observação. O fator de atrito sugerido foi $f = 0,017$. Façamos uma confirmação deste valor! Da equação para o número de Reynolds (8.35)

$$Re = \frac{4 \rho^{std} Q^{std}}{\pi \mu D} = \frac{4}{\pi} \frac{9,28}{1,076 \times 10^{-5} \times 0,12} = 9,20 \times 10^6 \quad (11.3.7)$$

Com este valor, e $f = 0,017$, do diagrama de Moody, Fig. 3.2.4, chega-se a $\epsilon/D \approx 0,0006$; e $\epsilon = 0,0006 \times 0,120 \approx 70 \text{ }\mu\text{m}$; um valor próximo do sugerido para aço forjado de 4 a 5", Fig. 3.2.5. Portanto, o valor sugerido para o fator de atrito é satisfatório. Naturalmente, para este exemplo, o valor de f foi previamente escolhido para concordar com a solução.

Caso o valor não fosse tão adequado, haveria necessidade de reiniciar o problema com melhor avaliação para o fator de atrito, até uma convergência.

11.4 Sistema de Transmissão de Gás

Um sistema de linha de transmissão é utilizado para injetar gás num reservatório de óleo distante 735 km do ponto produtor, Fig. 11.4.1 (trechos com diâmetros variáveis e em paralelo, no plano horizontal). Pretende-se injetar 24 milhões de metros cúbicos por dia (condição padrão) sabendo-se que a pressão no ponto de injeção deve ser, no mínimo, de 60 bara (abs). Os seguintes valores são conhecidos: Temperaturas médias T_m e coeficientes de compressibilidade médios Z_m , de acordo com o quadro. Linhas horizontais: diâmetros internos estimados como 0,96 dos valores nominais. Poço de gás: diâmetro interno estimado como 0,92 do valor nominal. Densidade relativa do gás: $\lambda_g = 0,67$.

Deseja-se conhecer as seguintes informações: 1) antes de iniciar a operação de injeção o poço está fechado (válvula em B fechada). Para esta situação estimar a pressão na cabeça do poço p_B sabendo que a pressão estática absoluta de fundo p_A é 188 bar. Admitir que gás ocupe toda a coluna A-B. 2) Após abrir a válvula-B, observa-se que, para a vazão de $24 \times 10^6 \text{ m}^3/\text{d}$, a pressão p_B , cai para 142 bara (abs). Pede-se: 2.a) o valor da pressão no fundo do poço p_A ; 2.b) a queda de pressão ao longo do poço devido exclusivamente ao atrito viscoso; 2.c) a velocidade média do gás na cabeça do poço (linha de 14") se $T_B = 72 \text{ }^\circ\text{C}$. 3) Para a condição da válvula-B aberta pede-se: 3.a) o valor da pressão de injeção em E, p_E ; 3.b) verificar se este valor satisfaz a condição de pressão mínima desejada para este ponto; 3.c) as pressões nos pontos C e D. 4) Se o projetista desse sistema optasse por uma linha única com diâmetro constante: 4.a) qual seria o diâmetro equivalente para esta alternativa?; 4.b) qual das duas opções seria mais barata, considerando um custo de US\$90.000,00/pol-km? 5) Para a configuração original, sem o *loop* de 20", qual a vazão, mantida à mesma pressão p_E ? 6) Analisar o comportamento do sistema para os diversos modelos de vazão assim como alguns aspectos financeiros relativos às opções mencionadas em (4). Admitir eficiência de duto igual a 1.

Tabela 11.4.1 Variáveis T_m e Z_m para cada segmento do sistema.

Variável	Trecho-AB	Trecho-BC	Trecho-CD	Trecho-DE20	Trecho-DE26
Z_m	0,76	0,805	0,815	0,835	0,835
T_m (C)	68	55	40	30	30

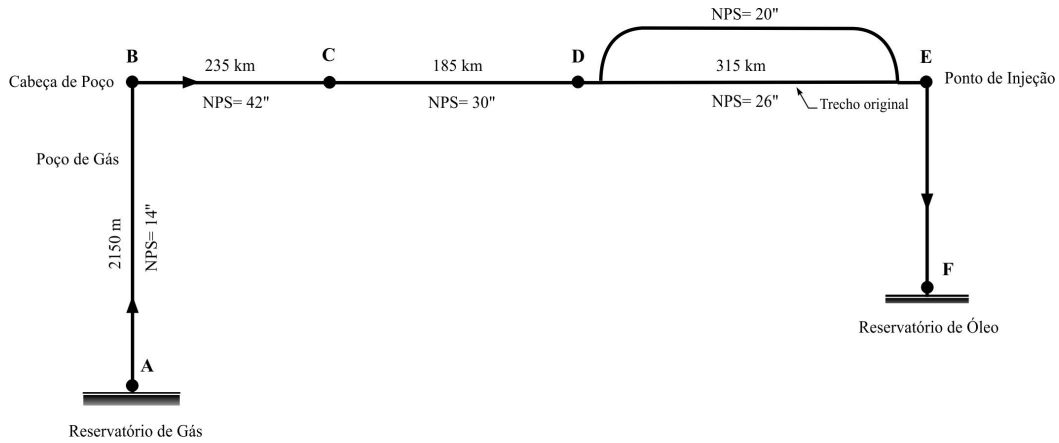


Figura 11.4.1 Sistema de linha de transmissão de gás.

Solução: 1) Para condição hidrostática no poço

$$\rho = \frac{p}{ZR_g T} = \frac{p\lambda_g}{ZR_{ar} T} \quad (11.4.1)$$

$$\frac{dp}{dz} = -\rho g = -\frac{pg\lambda_g}{ZR_{ar} T}$$

Integrando (admitindo T e Z médios no intervalo)

$$\frac{p_B}{p_A} = \exp\left[-\frac{\lambda_g g(z_B - z_A)}{R_{ar} T_m Z_m}\right]$$

$$\therefore p_B = 188 \times \exp\left[-\frac{0,67 \times 9,81 \times 2150}{287 \times (273,2 + 68) \times 0,76}\right] = 155,5 \text{ bar} \quad (11.4.2)$$

2) De (8.43) e (8.44)

$$p_A^2 - p_B^2 = Grav + K_T Q^{1/b} \quad (11.4.3)$$

$$Grav = 2\lambda_g^2 g(z_2 - z_1) \left(\frac{p_m}{R_{ar} Z_m T_m}\right)^2 \quad e \quad K_T = \frac{\lambda_g^a L Z_m T_m}{\left[\eta C_1 C_2 \frac{Z^{std} T^{std}}{p^{std}} D^c\right]^{1/b}} \quad (11.4.4)$$

Para a condição existente no poço ($Z_m = 0,76$; $T_m = 68$ °C; $L = 2150$ m, $\lambda_g = 0,67$; $D_{nom} = 14$ " ; $\varepsilon = 0,92$; $Q^{std} = 24 \times 10^6$ m³/d = 277,78 m³/s) e os coeficientes da equação Panhandle-A

$$\begin{aligned} Grav &= 5,10 \times 10^{-6} p_m^2 \\ K_T &= 0,89988 \times 10^9 \\ K_T Q^{1/b} &= 0,0030520 \times 10^{16} \end{aligned}$$

Calculemos p_A sabendo que $p_B = 142$ bar. Para tanto estima-se o valor médio p_m para obter o termo gravitacional $Grav$. A expressão para p_m é dada pela Eq. (8.30). Após duas tentativas, $p_m = 162,8$, $p_B = 142$ e $Grav = 0,13516958 \times 10^{10}$. Portanto, de (11.4.2),

$$p_A^2 = p_B^2 + Grav + K_T Q^{1/b} = (142^2 + 0,1351696 + 3052,0) \times 10^{10} \quad (11.4.5)$$

$$\therefore p_A = 152,37 \text{ bar} \quad (11.4.6)$$

Ou seja, a condição estática (sem escoamento) na coluna estabelece $p_A = 188$ bar, $p_B = 155,5$ bar. Após a abertura da válvula-B essas pressões caem para $p_A = 152,4$ bar, $p_B = 142$ bar, respectivamente.

Podemos estimar a queda de pressão devido ao atrito viscoso calculando a pressão em A eliminando o efeito gravitacional. Retirando o segundo termo na Eq. (11.4.5). Observe o reduzido valor do termo gravitacional para a coluna de gás; assim,

$$p_A = 152,36 \text{ bar} \quad (11.4.7)$$

e a queda de pressão será de 10,4 bar (=152,4-142). Em resumo, as diferenças de pressão entre A e B serão (observe que, neste exemplo, como temperaturas e valores de Z são mantidos constantes para as duas situações, a variação do termo gravitacional é nula.

$$\begin{aligned} \Delta p_{total} &= 152,37 - 142 = 10,37 \text{ bar} \\ \Delta p_{atrito} &= 152,37 - 142 = 10,36 \text{ bar} \\ \Delta p_{grav} &= 10,37 - 10,37 = 0,00 \text{ bar} \end{aligned} \quad (11.4.8)$$

A velocidade *in-situ* na cabeça do poço B é indicada por (8.34)

$$V_B = \frac{ZT}{p} \left(\frac{p}{T}\right)^{std} \frac{Q}{A} = \frac{0,76 \times 345,2}{142 \times 10^5} \left(\frac{1,013 \times 10^5}{293,2}\right) \frac{277,77}{0,08406} = 20,8 \text{ m/s} \quad (11.4.9)$$

3) Com os valores indicados na Tabela 11.4.1 para T_m e Z_m , a resistência de cada um dos segmentos entre B e E é calculado por (11.4.4). Os resultados estão resumidos na Tabela 11.4.2. A variável K_{eq} refere-se ao valor de K para cada trecho do sistema, calculados pelo modelo *Panhandle-A*. Nos trechos com segmento simples, $K_{eq} = K_i$ ($i =$ segmento); por outro lado, trechos com segmentos em paralelo, K_{eq} é calculado pela Eq. (6.2.10) com a potência em Q^m , $m = 1/b = 1/0,5394 = 1,8539$ para *Panhandle-A*.

Tabela 11.4.2 Coeficientes de resistência K_i e K_{eq} (*Panhandle-A*)

Variável x 10^{-10}	Trecho-BC	Trecho-CD	Trecho-DE20	Trecho-DE26
K_i	0,0395079	0,153859	1,85963	0,520422
K_{eq}	0,0395079	0,153859	0,244469	0,244469

A resistência total é então $K_{tot} = \sum K_{eq} = 0,437836 \times 10^{10}$, e a pressão em E estimada por

$$p_E^2 = p_B^2 - K_{tot} Q^{1/b} = (142^2 - 0,437836 \times 33916,1) \times 10^{10} = 5314,3 \times 10^{10}$$

$$\therefore p_E = 72,90 \text{ bar} \quad (11.4.10)$$

Logo, a pressão em E satisfaz a exigência $p_E > 60$ bar.

De forma análoga, as pressões em C e D são facilmente calculadas. A Tabela 11.4.3 mostra o resultado para os principais pontos do sistema, inclusive as temperaturas, conforme calculado no exercício 9.3, Capítulo 9 (sem efeito Joule-Thomson),

Tabela 11.4.3 Pressões e temperaturas ao longo do sistema

Parâmetro	Ponto-B	Ponto-C	Ponto-D	Ponto-E
Pressão (bara)	142	137,2	116,7	72,9
Temperatura (°C)	72	45,8	36,2	27,3

O resultado para a distribuição de pressão está apresentado na Fig. 11.4.2. Note a queda mais acentuada para o trecho final, onde os diâmetros são menores.

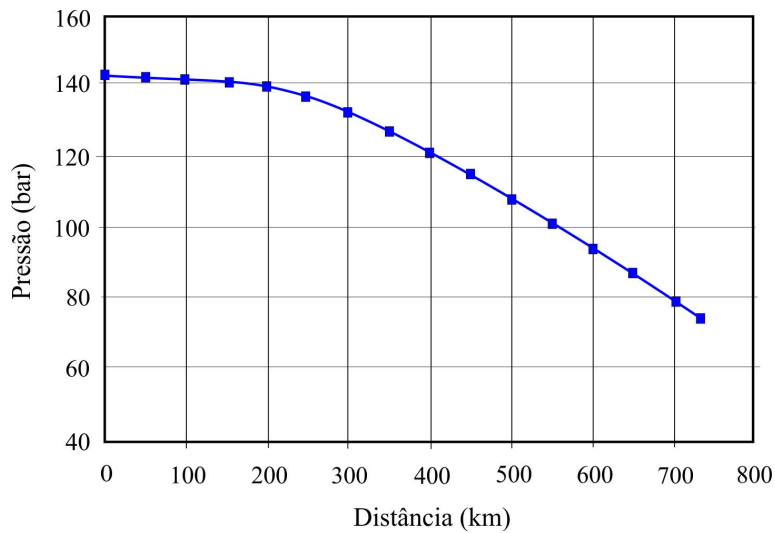


Figura 11.4.2 Distribuição de pressão ao longo do sistema, modelo Panhandle-A

4) O diâmetro equivalente para as linhas entre B e E é obtido da Eq. (8.43)

$$D^{c/b} = \frac{\gamma_g^a L Z_m T_m}{K_{tot} [\eta C_1 C_2 (T^s/p^s)]^{1/b}} \quad (11.4.11)$$

substituindo os valores numérico ($L = 735 \text{ km}$; $K_{tot} = 0,437836 \times 10^{10}$)

$$D_{eq} = 0,764 \text{ m} \quad \therefore \quad D_{eq} = 34'' \quad (11.4.12)$$

Para $D_{eq} = 764 \text{ mm}$ o diâmetro comercial mais próximo é 34".

Considerando $R = \text{US\$}90.000,00/\text{pol-km}$, obtém-se para os custos

$$C_1 = R [42 \times 235 + 30 \times 185 + (20 + 26) \times 315] = 29910 \times 90000 = 2,692 \times 10^9$$

$$C_2 = R \times 34 \times 735 = 24990 \times 90000 = 2,249 \times 10^9$$

A alternativa com diâmetro único (custo C_2) é menor, custando cerca de US\$443 milhões a menos do que o sistema sugerido!

5) Para calcular a vazão na configuração original, sem o *loop*, basta avaliar a resistência das linhas de 42", 30" e 26"; i.e. $K_{tot} = (0,039508 + 0,15386 + 0,520422) \times 10^{10} = 0,71375 \times 10^{10}$. Aplicando a Eq. (11.4.3) entre os pontos B e E

$$Q = \left[\frac{P_B^2 - P_E^2}{K_{BE}} \right]^b = \left[\frac{142,0^2 - 72,90^2}{0,713758} \right]^{0,5394} = 213,41 \text{ m}^3/\text{s} \quad (11.4.13)$$

Portanto, para a mesma condição de operação, a vazão do sistema original é de 18,43 MMm³/d. Ou seja, a instalação do *loop* aumenta a vazão em 30%.

6) Uma análise interessante consiste em comparar os resultados para as pressões estimadas pelos diversos modelos considerados no capítulo 8. A Tabela 4.11.4 sumariza os resultados obtidos a partir de um programa numérico desenvolvido para esta configuração.

Tabela 11.4.4 Pressões (bara) e Velocidades ao longo do sistema para diversos modelos

Modelo	Ponto-B	Ponto-C	Ponto-D	Ponto-E	Vel-E (m/s)
Teórico	142	136,5	109,3	39,5	19,3
Weimouth	142	135,5	100,9	0	---
Panhandle-A	142	137,2	116,6	72,9	10,5
Panhandle-B	142	136,9	114,1	65,4	11,7
IGT	142	137,8	120,3	84,4	9,0
Mueller	142	139,1	127,8	106,4	7,2
Fritzsche	142	136,6	111,5	47,7	16,0
AGA-A	142	138,6	124,6	100,5	7,6
AGA-B	142	136,5	109,3	40	19,0

Observe concordância razoável para o ponto C. No trecho-BC (D= 42" e L= 235 km) as velocidades são relativamente baixas e a queda de pressão pequena. Os resultados para o ponto D (trecho-CD, D= 30" e L=185 km) indicam certa concordância entre os modelos Teórico, Panhandle-A, Panhandle-B, Fritzsche e AGA-B. Weimouth superestima a queda de pressão, confirmando comentários feitos em §8.4; enquanto IGT, Mueller e AGA-A subestimam a queda na pressão. O ponto final da linha E apresenta resultados bastante diversos. No longo trecho final a queda de pressão é elevada, resultante de dutos com

diâmetros relativamente pequenos e densidades reduzidas do gás (menores pressões) produzindo, conseqüentemente, elevadas velocidades. O modelo de Weimouth, em particular, indica que a vazão especificada é excessiva, provocando perdas tão elevadas que resultaria em pressões negativas, uma impossibilidade física; aqui realçado pela indicação de pressão nula ($p_E = 0$). Os modelos Panhandle-A, Panhandle-B e IGT calculam valores relativamente próximos, enquanto AGA-A e Mueller estimam valores relativamente altos para a pressão no final da linha; ou seja, calculam perdas reduzidas no último trecho do sistema.

É interessante destacar que o problema reverso, isto é, o cálculo da vazão para uma pressão final “razoável”, como a prevista por Panhandle-A, produz resultados mais consistentes, Tabela 11.4.5. Os modelos de Weimouth, Mueller e AGA-A geram resultados mais afastados dos outros, com Mueller mais próximo de AGA-A.

Tabela 11.4.5 Vazões para diversos modelos

($p_B = 142$ bara, $p_E = 72,9$ bara)

Modelo	Vazão MMm ³ /d
Teórico	21,44
Weimouth	19,18
Panhandle-A	24
Panhandle-B	23,19
IGT	25,8
Mueller	32,35
Fritzsche	21,71
AGA-A	29,15
AGA-B	21,47

7) Por último, um estudo igualmente interessante consiste na análise da rentabilidade do investimento da construção do *loop*. Admitindo que o gás transportado custe US\$7,00/MMBtu, que a rentabilidade esperada seja de 15%, e que o poder calorífico do gás seja de 36.500 Btu/m³. Quantos meses serão necessários para pagar este investimento? Iniciamos calculando o custo do metro cúbico de gás C_G

$$C_G = \frac{7,00}{10^6} \times 36500 = 0,2555 \quad i.e. \quad US\$ 0,2555/m^3 \quad (11.4.14)$$

Logo a construção do *loop* produz uma receita bruta adicional, segundo o modelo de Panhandle-A, Eq. (11.4.13), $R_b = 0,2555 \times (24 - 18,43) \times 10^6 = \text{US\$}1.423.135,00/\text{d}$. Para uma lucratividade de 15% obtém-se $R_l = 0,15 \times 1.423.135 = \text{US\$}213.470,00/\text{d}$. Portanto, utilizando-se 100% do lucro (adicional) para pagamento da construção do *loop* [custo de US\\$567,0 milhões (= $90 \times 10^3 \times 20 \times 315$), 20" por 315km], este estará pago em $567,0 \times 10^6 / 213.470 = 2.656$ dias; ou seja, 87 meses (7 anos e 3 meses).

Finalmente, o leitor deve estar ciente de que esta é uma análise simplificada. Outros custos estão associados ao problema como juros, manutenção, riscos, análises ambientais etc, que modificarão o prazo de amortização do investimento.

11.5 Distribuição de Temperatura em Gasoduto - Efeito Joule-Thomson

Este problema é basicamente o mesmo apresentado no exercício 9.3, diferindo daquele no cálculo da distribuição de temperatura ao considerar o efeito Joule-Thomson (J-T). O gás transportado tem composição química especificada (produzindo uma massa específica distinta daquela do problema 11.4). Algumas análises comparativas são realizadas para verificar a importância deste efeito na temperatura.

Consideremos então um gasoduto com 735 km transportando $24 \text{ MMm}^3/\text{d}$ (cond. padrão) de gás natural entre os pontos B e E, esquematizado na figura. O duto está apoiado sobre suportes que o mantém acima da superfície ao longo de toda a extensão, sendo constituído de três seções principais com geometrias distintas para os diâmetros e espessuras de isolamento térmico. Se a temperatura no ponto de entrada B é de 72°C , a temperatura externa média é de 27°C e a velocidade média do ar pode ser considerada como de 2,5 m/s, pede-se a distribuição de temperatura. Enquanto os diâmetros externos podem ser considerados como os próprios valores nominais (NPS), os internos são estimados como 96% destes. O material do duto é aço carbono. Dados complementares são especificados nas tabelas.

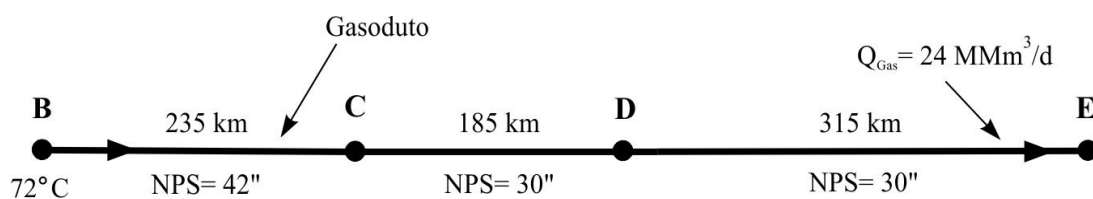


Figura 11.5.1 Esquema do gasoduto com 735 km de extensão.

Tabela 11.5.1 Composição do gás

Componente	Composição molar
Metano	0,9712
Etano	0,0242
Propano	0,0031
i-Butano	0,0005
n-Butano	0,0002
i-Pentano	traços
n-Pentano	traços
Hexanas	0,0002
Heptano+	0,0006

Tabela 11.5.2 Parâmetros básicos do gasoduto

Parâmetro	Valor	Unidade
Densidade relativa do gás	0,5718	-
Viscosidade do gás	0,0112	cp
Condutividade térmica do gás	0,034	W/m-K
Calor específico do gás	2230	J/kg-K
Massa específica do ar	1,20	kg/m ³
Viscosidade do ar	0,0185	cp
Condutividade térmica do ar	0,022	W/m-K
Calor específico do ar	1005	J/kg-K
Condutividade térmica do isolante	0,042	W/m-K
Esp. isolante térmico - trecho-BC	65	mm
Esp. isolante térmico - trecho-CD	50	mm
Esp. isolante térmico - trecho-DE	35	mm

Solução: Coeficiente Joule-Thomson

Considerando-se o efeito J-T é necessário calcular o valor numérico do coeficiente, conforme definido na Eq. (D.6), Apêndice D,

$$\mu = \frac{T}{\rho c_p Z} \left(\frac{\partial Z}{\partial T} \right)_p \quad (11.5.1)$$

onde T, ρ e c_p são, respectivamente, a temperatura absoluta, massa específica e calor específico à pressão constante do gás. Z é o fator de compressibilidade, Apêndice B.

Portanto, para estimar μ é necessário conhecer a função $Z(p,T)$ e obter a derivada parcial de Z com respeito à temperatura, mantida a pressão constante.

Para este problema utilizamos o algoritmo sugerido por Yarborough e Hall ¹; detalhes no parágrafo B.3, Apêndice B. Para uma faixa de pressão e temperatura geramos valores de $Z(p,T)$. Deste resultado obtemos, numericamente, as derivadas com relação à temperatura e, assim, com os outros parâmetros conhecidos (lembrar que a massa específica é também função de Z), calcula-se μ .

Para estimar Z pelo método de Yarborough e Hall é necessário conhecer a massa molecular, a pressão e a temperatura críticas. Esses parâmetros são facilmente obtidos a partir da composição do gás, conforme a tabela.

Componente	Fração molar (y)	p_c MPa	$y_i p_{ci}$	T_c K	$y_i T_{ci}$	m_{ci} Mol	$y_i m_{ci}$
Metano	0,9712	4,64	4,5064	196,7	191,03	16,04	15,58
Etano	0,0242	4,88	0,1181	305,4	7,39	30,07	0,728
Propano	0,0031	4,26	0,0132	370	1,15	44,1	0,137
i-Butano	0,0005	3,65	0,002	408,2	0,2	58,12	0,029
n-Butano	0,0002	3,8	0	525,2	0,1	58,12	0,011
Hexanas	0,0002	2,98	0	503	0,1	86	0,017
Heptano+	0,0006	2,56	0,002	601	0,36	100	0,06
	1		4,664		200,4		16,56

Portanto, $p_c = 4,664$ MPa, $T_c = 200,4$ K e $M_g = 16,56$ g/mol ($\gamma_g = 16,56/28,96 = 0,5718$). Com esses valores obtém-se $\mu(p,T)$, cujos valores estão resumidos na Tabela 11.5.3 em função da pressão e temperatura para faixas de interesse do problema. A partir da solução do problema 9.3 conhecemos os valores médios para a pressão e temperatura nos três segmentos do gasoduto e, assim, valores médios para os coeficientes Joule-Thomson, resumidos na Tabela 11.5.4. A tabela mostra também os valores médios utilizados para as pressões e temperaturas em cada um dos segmentos.

¹ Yarborough, L., Hall, K.R.: How to Solve Equation of State for Z-Factors, Oil and Gas Journal, pp. 86-88, Feb. 18, 1974.

Tabela 11.5.3 Coeficientes J-T (K/Pa) calculados por Yarborough e Hall

Temp(C)	Pressão (bar)		
	140	127	95
10	–	–	$8,6 \times 10^{-6}$
15	–	–	$8,6 \times 10^{-6}$
20	–	–	$8,6 \times 10^{-6}$
25	–	$4,3 \times 10^{-6}$	–
30	–	$4,3 \times 10^{-6}$	–
35	–	$4,3 \times 10^{-6}$	–
50	$3,5 \times 10^{-6}$	–	–
55	$3,6 \times 10^{-6}$	–	–
60	$3,6 \times 10^{-6}$	–	–

Tabela 11.5.4 Coeficientes J-T, pressões e temperaturas médias, por segmento.

Segmento	p (bar)	T (C)	μ (K/Pa)
BC	139,6	56,7	$3,6 \times 10^{-6}$
CD	126,9	31,3	$4,3 \times 10^{-6}$
DE	93,1	12,3	$8,6 \times 10^{-6}$

Distribuição de Temperatura e Pressão

O cálculo da distribuição de pressão segue o procedimento indicado no problema 11.4 deste capítulo; enquanto a temperatura é determinada de (9.53), considerando o efeito Joule-Thomson. Uma vez que as propriedades são função da pressão e temperatura, sobretudo a massa específica $\rho(p,T)$ e o coeficiente de compressibilidade $Z(p,T)$, os dois problemas são acoplados, uma vez que esses parâmetros aparecem nas duas formulações. Isto significa que devem ser resolvidos simultaneamente. Como primeira aproximação, podemos estimar valores médios para a temperatura, por exemplo, resolvendo o problema hidrodinâmico (pressão) primeiro e, em seguida, o térmico.

Para este caso foi montado um programa em Fortran que inclui os dois problemas. O código baseia-se na modelagem matemática descrita no problema 11.5.4 para a pressão e parágrafo 9.5.2 para a temperatura. Dados de entrada (geometria, propriedades físicas e vazão) são especificados pelo usuário; a resposta inclui a distribuição de pressão e

temperatura ao longo da linha. Uma reatualização dos dados de entrada, em função da primeira solução, permite aprimorar uma segunda resposta e assim sucessivamente, até que os resultados sejam considerados aceitáveis. Em geral, uma ou duas iterações são suficientes para o processo convergir; i.e., para as variáveis mudarem pouco de uma iteração para outra.

Para resolver o problema térmico subdividimos a linha em três segmentos, uma vez ser possível especificar informações geométricas nesses trechos como diâmetros e espessuras de isolamento. Para cada um calculamos o coeficiente global de troca de calor entre o gás e o exterior.

De (9.53) notamos que precisamos conhecer o valor da vazão de massa, uma constante ao longo do gasoduto por se tratar de escoamento em regime permanente

$$\dot{m} = \gamma \rho Q = 0,5718 \times 1,204 \times \frac{24 \times 10^6}{86400} = 191,24 \text{ kg/s} \quad (11.5.2)$$

Por outro lado, de (9.22),

$$U_G = \frac{2\pi}{\frac{1}{h_i r_1} + \frac{\ln(r_2/r_1)}{k_a} + \frac{\ln(r_3/r_2)}{k_b} + \frac{1}{h_e r_3}} \quad (11.5.3)$$

Ou seja, para calcular U_G é necessário avaliar os coeficientes de filme interno e externo h_i e h_e , além dos raios e condutividades térmicas dos componentes (aço e isolante), esses conhecidos. Os coeficientes h_i e h_e são obtidos a partir das expressões para os respectivos números de Nusselt, Eqs. (9.33) e (9.28).

Uma vez determinado esses parâmetros, a temperatura num ponto- i da linha pode ser estimada a partir da Eq. (9.53)

$$\frac{T_i - (T_{ext} - T^*)}{T_{i-1} - (T_{ext} - T^*)} = \exp\left(-\frac{U_{Gi} \Delta x_i}{\dot{m} c_p}\right) \quad (11.5.4)$$

onde $\Delta x_i = x_i - x_{i-1}$ e T_i e T_{i-1} são as temperaturas nos pontos x_i e x_{i-1} , respectivamente. T_{ext} é a temperatura externa, T^* é definido por (9.51), U_{Gi} o coeficiente global de troca de calor do intervalo- i , \dot{m} a vazão de massa e c_p o calor específico à pressão constante do gás. O

processo inicia no ponto de entrada $x_0=0$, onde a temperatura é conhecida, prosseguindo até o final da linha. Resultados estão indicados nas Figs. 11.5.2 e 11.5.3 para dados da Tabela 11.5.2.

A Fig. 11.5.2 mostra as distribuições de temperaturas considerando e não considerando o efeito Joule-Thomson. A temperatura final, prevista para coeficiente J-T nulo, é de 28,6 °C, enquanto com o efeito esta atinge 11,7 °C. Ou seja, a expansão devido à queda de pressão provoca um considerável resfriamento do gás. Note que no primeiro trecho a pressão cai lentamente devido à baixa velocidade, resultado do grande diâmetro de 42". Nos dois segmentos seguintes o diâmetro cai para 30", provocando um considerável gradiente de pressão. Nesses trechos o efeito J-T é reforçado, conforme observado da expressão para T^* , Eq. (9.51).

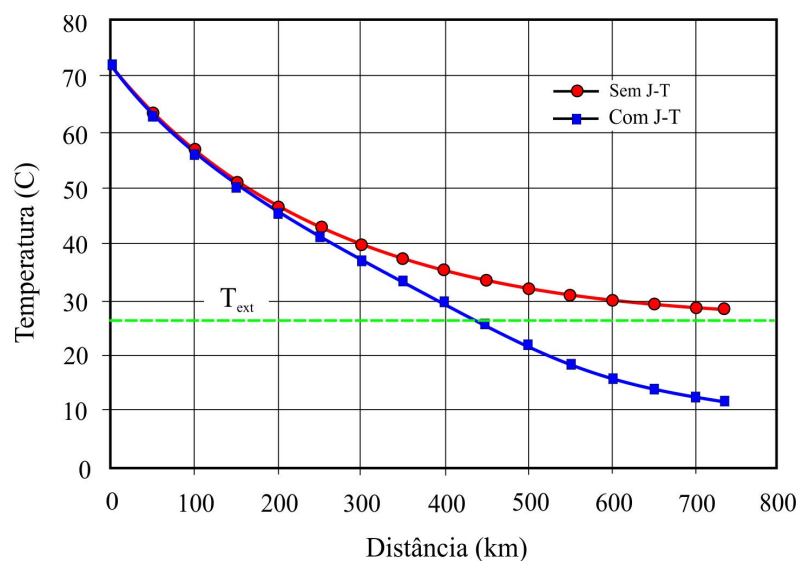


Figura 11.5.2 Distribuição de temperatura ao longo do duto. Efeito J-T: (a) não considerado (●) e (b) considerado (■).

Os gráficos na Fig. 11.5.3 mostram de forma clara o efeito da troca de calor entre o exterior e o gás quando o isolante térmico no último segmento é retirado, i.e., entre 420 e 735 km. A curva inferior é a mesma da Fig. 11.5.2 quando o isolamento térmico está presente. Retirando-se este ocorre uma considerável troca de calor com o ambiente externo que se encontra à 27 °C. O equilíbrio térmico não tarda a acontecer, mantendo o gás à temperatura praticamente constante em 24,2 °C a partir de 450 km, aproximadamente; ou seja, a partir dos 35 km iniciais do segmento sem isolamento.

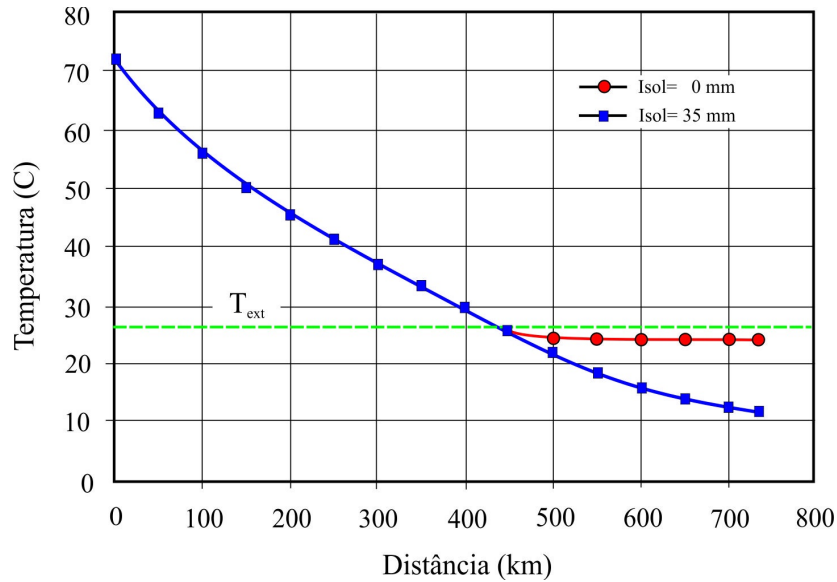


Figura 11.5.3 Distribuição de temperatura ao longo do duto, efeito J-T considerado. Trecho final 420-735 km: (a) sem isolante térmico (■) e (b) com isolante térmico de 35mm (●).

Para finalizar, destacamos que o efeito da presença ou não do isolante térmico sobre a distribuição de pressão pode se fazer sentir pela variação da temperatura e desta sobre as propriedades físicas, notadamente a massa específica. Em geral esta variação só é perceptível quando as temperaturas são razoavelmente distintas ao considerar ou não o isolante. A simulação indica que, mantido o efeito Joule-Thomson, a condição para a pressão e temperatura no final da linha, quando o isolante de 35mm está presente, é (71,95 bar, 11,7 °C). Retirando-se o isolamento, a condição muda para (70,75 bar, 24,2 °C). Ou seja, o aumento da temperatura média no segmento final (24,2 °C vs. 11,7 °C) produz uma massa específica média menor e, conseqüentemente, uma queda de pressão maior (devido à velocidade média maior). E vice-versa, com o isolante térmico, a temperatura menor no último segmento, resultante do efeito Joule-Thomson, reduz a queda de pressão; i.e., aumenta a pressão no final da linha. A distribuição de pressão para as duas situações está apresentada na Fig. 11.5.4.

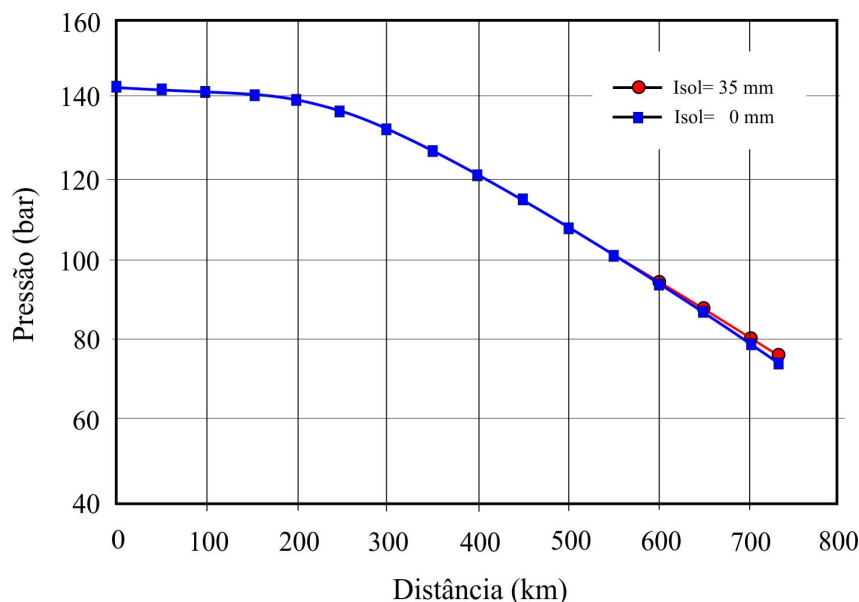


Figura 11.5.4 Distribuição de pressão ao longo do duto, efeito J-T considerado. Trecho final 420-735 km: (a) sem isolante térmico (■) e (b) com isolante térmico de 35mm (●).

11.6 Ruptura em um Gasoduto – Carbon Footprint

Como vimos, gás natural é composto por uma mistura de hidrocarbonetos leves com predominância de metano CH_4 , permanecendo em estado gasoso em condição normal de temperatura e pressão. Possui algumas vantagens como fonte energética como a existência em grandes quantidades na natureza, reduzida quantidade de contaminantes, produz uma combustão relativamente limpa e é facilmente transportado.

Por outro lado, metano apresenta também algumas desvantagens, sobretudo quando liberado para a atmosfera. Quando o vazamento em um duto transportando gás ocorre metano é liberado para a atmosfera com significativo impacto sobre o meio ambiente. Metano é um gás estufa, e tem um importante papel na dinâmica do aquecimento global devido a fatores como ²:

- Significativa ação no aquecimento global, chegando a 72 vezes maior do que a de CO_2 (numa média para um período de 20 anos);
- A concentração de metano na atmosfera mais do que dobrou nos últimos 150

² G. Schmidt, "Methane: A Scientific Journey from Obscurity to Climate Super-Stardom", NASA Goddard Institute for Space Studies, September 2004.

anos³;

- De acordo com relatórios recentes, emissões por metano podem ser responsáveis por 1/3 dentre as causas do aquecimento global por efeito estufa;
- Uma molécula média de CH₄ dura cerca de 8 a 9 anos até ser oxidada em CO₂ e H₂O.

Entre vantagens e desvantagens, o consumo de gás natural tem crescido enormemente em todo mundo. Analisaremos neste parágrafo o aspecto relativo à segurança e, em especial, ao cálculo do vazamento em um duto transportando gás natural, um dos modais mais importantes no transporte do gás.

No seu transporte, especialmente para longas distâncias, destacam-se alguns fatores relevantes que podem colocar este procedimento em grande risco, como a elevada pressão, alta concentração energética, flamabilidade, toxidade e periculosidade. Num eventual acidente provocado por ruptura de duto acontece com frequência consideráveis perdas humanas e de propriedade, assim como importantes danos ao meio ambiente.

Acidentes por ruptura em duto têm várias causas, destacando-se a corrosão interna e externa, defeitos de material, erros de operação e choques mecânicos. Frequentemente a ruptura tem dimensão relativamente pequena quando comparada com o diâmetro, provocando fuga de gás à taxas relativamente lentas no tempo, embora à velocidades extremamente elevadas pela abertura, com velocidade sônica na região, Fig. 11.6.2a. Por outro lado, em certas situações a ruptura ocorre de forma total (*full-bore*) atingindo o diâmetro do duto, Fig. 11.6.2b. Linhas altamente pressurizadas e despressurizadas nessas circunstâncias têm sido objeto de estudos em anos recentes com o objetivo principal de estimar a velocidade de propagação da onda de descompressão e sua relação com a velocidade de onda de fratura na parede do duto. Esses estudos constituem ainda um enorme desafio técnico/científico⁴, situação não considerada aqui.

Outro aspecto relevante a ser considerado num processo de elevada pressurização é o resfriamento causado pela despressurização. O vazamento pode causar fragilidade e uma falha repentina, como trica se propagando pela parede a alta velocidade, eventualmente transformando um pequeno problema em um de grande proporção.

³ K. Ramanujan, "Methane's Impacts on Climate Change May Be Twice Previous Estimates," Goddard Space Flight Center, July 18, 2005.

⁴ T. Leung, K. Botros, A. Tomic, S. Kariyawasam, "Modeling of Outflow Following Full-Bore Rupture in a Gas Pipeline", 11th International Pipeline Conference, Vol 2: Pipeline Safety Management Systems Calgary, Canada, 2016.

Para finalizar esta introdução destaque-se que a pressão de descarga no duto acompanha a pressão de afogamento (*choked flow*) na seção de ruptura até o ponto em que esta deixa de existir, quando a pressão se aproxima da condição atmosférica externa, ficando abaixo da razão crítica. Nessa situação de final de descarga, tem sido observado ondas de pressão trafegando nos dois sentidos ao longo do duto que acabam “perturbando” a vazão na saída.

Incidentes em Dutos – EUA e Mundo

A Administração de Segurança de Dutos e Materiais Perigosos dos Estados Unidos – PHMSA – *Pipelines and Hazardous Materials Safety Administration* – classifica a ocorrência de incidentes em dutos dentro de três categorias:

- Na Transmissão e Coleta de Gás. Linhas de coleta levam gás do poço até a infraestrutura *midstream*, enquanto linhas de transmissão transportam gás de regiões onde é produzido até locais distantes;

- Em Óleos e Líquidos Perigosos. Inclui substâncias que não sejam gás natural, com predominância de produtos crus e refinados, sendo gás natural liquefeito incluído nesta categoria;

- Na Distribuição de Gás Natural. Linhas utilizadas pelas empresas para levar gás ao consumidor. Entre 2010 e 2013 ocorreram 455 incidentes nos Estados Unidos, resultando em 42 mortes, 183 lesões e \$86 milhões em danos materiais.

Dados da USEPA – *U.S. Environmental Protection Agency* – de meados da década de 2000 mostrou que o vazamento de metano no mundo foi da ordem de 85 bilhões de metros cúbicos anuais (230 milhões de metros cúbicos por dia), ou 3,2% da produção anual, representando 14,3% das emissões de efeito estufa de então.

Nos Estados Unidos o número de fatalidades por vazamentos em linhas de gás nos anos 2006-2016 foi de 116 mortes, 32 das quais provocadas por acidentes de escavação. A maioria dessas mortes envolveu dutos de pequeno diâmetro (feitos de polietileno) na distribuição de gás natural para residências e pequenos negócios. Em 2013 a organização FracTracker Alliance⁵ calculou que havia uma média de 1,6 incidentes/dia com dutos em geral nos Estados Unidos, para um total de 2452 incidentes, Fig. 11.6.1, entre janeiro de 2010 e março de 2014, totalizando 1522 dias.

⁵ <https://www.fractracker.org/2014/04/pipeline-incidents/>, acessado em janeiro de 2018.

A figura 11.6.1 mostra a distribuição de incidentes em dutos por categoria de dano. Ressalte-se a importância de falhas operacionais (33%), corrosão (18,3%) e danos por escavação (9,6%).

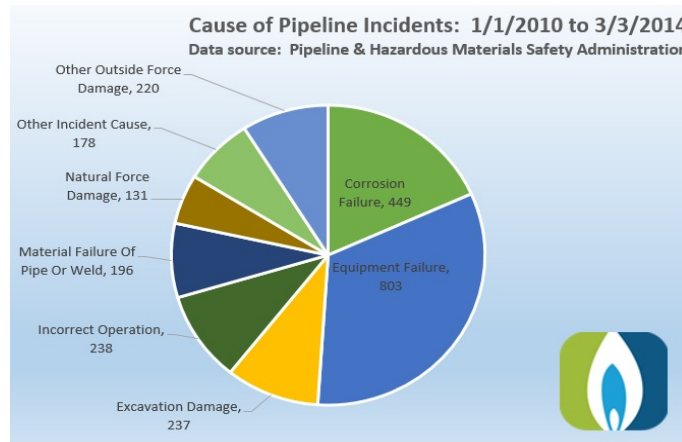


Figura 11.6.1 Causas de incidentes em dutos entre 01/2010 e 03/2014 nos USA.

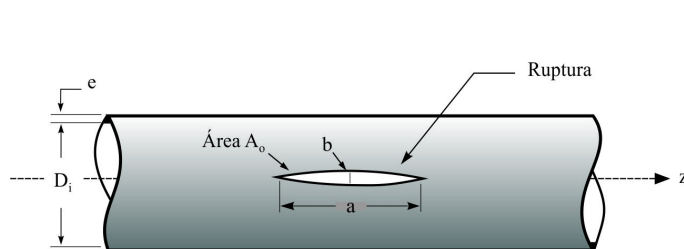
Geometria de Rupturas



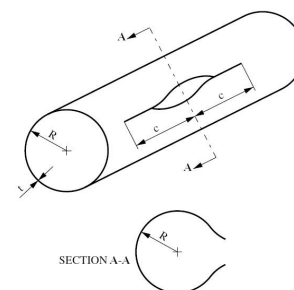
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 11.6.2 Geometria de rupturas em dutos.

Dependendo da condição do material, da pressão interna, e da natureza do incidente, a geometria da ruptura pode assumir as mais variadas formas. A imagem (a) na Figura 11.6.2 mostra uma forma muito comum resultante de falha de material devido às mais variadas causas como corrosão, falha operacional, fragilização de material e outras. A imagem (b) mostra uma situação mais séria, uma ruptura praticamente *full-bore*, tendo ocorrido incêndio e graves danos materiais.

De um modo geral, encontrar um modelo matemático/numérico capaz de simular as condições de escoamento por uma ruptura num duto transportando gás natural constitui um desafio interessante. A dificuldade está na modelagem do escoamento pela seção de ruptura que, de um modo geral, não apresenta uma forma uniforme, com razão de aspecto (comprimento vs. largura) elevada, bordas angulosas e deformadas, sem contar que frequentemente apresentam área muito grande relativa ao diâmetro do duto.

Entretanto, em certas situações é possível encontrar um solução aproximada para o problema para os casos em que a geometria da seção de ruptura se aproxima de uma seção circular, ou, como na Fig. 11.6.2c/d, de tal forma que podemos aproximá-la por um orifício com área equivalente à seção aberta. Neste caso obtém-se o diâmetro do orifício pela expressão

$$D_s = \left(\frac{4}{\pi} A_s \right)^{0,5} \quad (11.6.1)$$

onde a A_s refere-se à área de seção de ruptura. Trincas no formato elíptico sugerido nas Fig. 11.6.2c/d podem ser aproximadas por orifícios equivalentes desde que a razão a/b não seja muito elevada. Soluções apresentadas a seguir seguem esta premissa.

Modelagem Matemática e Solução

Consideremos o seguinte problema. Determinar os principais parâmetros do escoamento de gás natural por uma ruptura a partir do instante inicial do rompimento. São conhecidos os seguintes parâmetros: material, espessura e diâmetro do duto, pressão, temperatura interna e externa, condição duto enterrado ou não, geometria da seção de ruptura, composição molar e características físico-químicas gerais do gás. É esperado obter as funções temporais do problema a partir do instante inicial como história da pressão e temperatura no interior do duto, massa interna e fluxo de massa pelo orifício, volume de gás descarregado para a atmosfera. Além disso é interessante obter as condições na região

do orifício que possam comprometer o estado do material do duto, como uma eventual fragilização devido às baixas temperaturas na região e a propagação de trincas.

1- Solução Analítica

Iniciemos por uma solução analítica. Consideremos um duto conforme mostrado na Fig. 11.6.2c que, em dado instante, apresente uma ruptura seguida da operação de fechamento de válvulas de bloqueio a montante e jusante do ponto de ruptura. Para simplificar a nomenclatura a seção de ruptura poderá ser denominada também daqui por diante por “orifício”.

A solução do problema começa pela análise do escoamento pelo orifício, esquematicamente apresentado na Fig. 11.6.3. Seções relevantes do escoamento estão representados pelos pontos *o* (na linha de centro do duto), *s* (na saída do orifício) e *e* (ponto externo, distante de *s*). Mostradas na figura duas linhas de corrente representando aproximadamente linhas delimitadoras do fluxo pelo orifício. Deve ser notado que, dependendo da geometria real da seção de ruptura, a área mínima do fluxo pode estar ligeiramente a jusante da saída do orifício, definindo uma “garganta” para o escoamento. Considerando as incertezas sobre a configuração real do escoamento nesta região, admitir-se-a que a área da seção em *s* seja igual àquela do orifício, $A_s = A_o$; rever o parágrafo 7.5 Operação de Bocais, Capítulo 7.

Tratando-se de escoamento de fluido compressível, tanto pressões quanto temperaturas devem ser representados por valores absolutos, Pascal e graus Kelvin.

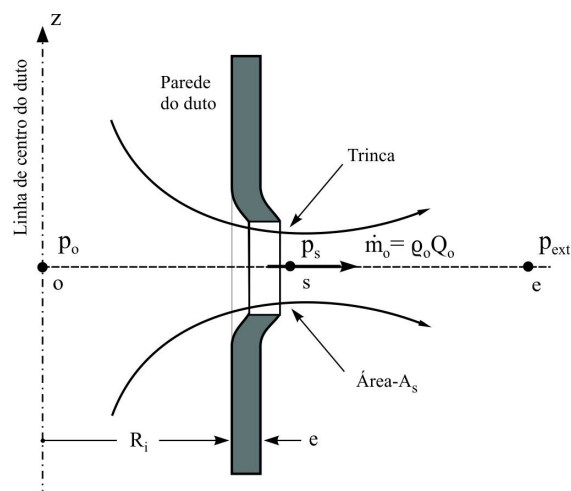


Figura 11.6.3 Detalhe do escoamento de gás por uma trinca.

Dutos transportando gás natural operam normalmente a pressões relativamente levadas. Portanto, a relação entre a pressão interna p_o e externa p_{ext} está inicialmente acima da relação crítica que, para gás natural ($\gamma = 1,292$), corresponde a

$$\frac{P_{ext}}{p_o} > \frac{P^*}{p_o} = \left(\frac{2}{1+\gamma}\right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} = 0,54718 = \eta \quad (11.6.2)$$

ou seja, se a pressão externa for atmosférica (101325 Pa), é suficiente que a pressão interna no duto esteja acima de 0,18517 MPa, ou 1,8517 bara (absoluta), para que a condição crítica exista na descarga. Isto significa que o escoamento estará afogado (*choked flow*), com *velocidade sônica em s*. Durante este processo o fluxo de massa para o exterior é máximo, limitado pela condição crítica na saída ou, de (7.39),

$$\frac{\dot{m}_o \sqrt{Z_o R T_o}}{p_o A_s} = \gamma^{1/2} \left(\frac{2}{\gamma+1}\right)^{\frac{\gamma+1}{2(\gamma-1)}} = \psi \quad (11.6.3)$$

onde o subscrito o representa condição no interior do duto – de quasi-estagnação – e R a constante do gás. \dot{m}_o refere-se ao fluxo de massa (máximo) pelo orifício, naturalmente limitado pela condição de pressão p_o e temperatura T_o .

Num instante qualquer, a massa de gás entre as duas válvulas de bloqueio é

$$M_o = \rho_o V_p \quad \text{com} \quad \rho_o = \frac{P_o}{Z_m R T_o} \quad (11.6.4)$$

onde V_p é o volume interno do duto entre as válvulas ($V_p = A_d \times L$) e Z_m o fator de compressibilidade para uma condição intermediária (p_{om}, T_{om}).

É fácil provar que a redução de volume dV_p do interior do duto devido à depressurização e elasticidade do duto é diminuta quando comparado com o volume total V_p . Por isso este efeito não será aqui considerado; logo V_p é considerado constante, independente da pressão interna.

Solução para a Condição Crítica – Velocidade Sônica na Ruptura

O balanço de massa no duto é obtido da equação

$$\frac{dM_o}{dt} = -\dot{m}_o \quad \text{ou} \quad \frac{dM_o}{dp_o} \frac{dp_o}{dt} = -\dot{m}_o \quad (11.6.5)$$

De (11.6.3/4/5/6)

$$\dot{m}_o = p_o \frac{\Psi A_s}{\sqrt{Z_m R T_o}} \quad e \quad \frac{dM_o}{dp_o} = \frac{V_p}{Z_m R T_o} = \beta_o \quad (11.6.6)$$

e

$$\frac{V_p}{Z_m R T_o} \frac{dp_o}{dt} = -p_o \frac{\Psi A_s}{\sqrt{Z_m R T_o}} \quad (11.6.7)$$

$$\therefore \frac{dp_o}{dt} = -\varepsilon p_o \quad com \quad \varepsilon = \frac{\Psi A_s}{V_p} \sqrt{Z_m R T_o}$$

cuja solução é

$$\frac{p_o(t)}{p_o^{ini}} = e^{-\varepsilon t} \quad (11.6.8)$$

Para fluxo de massa pela ruptura, de (11.6a/8),

$$\dot{m}_o = \Lambda e^{-\varepsilon t} \quad com \quad \Lambda = p_o^{ini} \frac{\Psi A_s}{\sqrt{Z_m R T_o}} \quad (11.6.9)$$

A combinação de (11.6.5/9) introduz a história da massa de gás no interior do duto

$$\frac{dM_o}{dt} = -\dot{m}_o = -\Lambda e^{-\varepsilon t} \quad \therefore \quad M_o - M_o^{ini} = -\frac{\Lambda}{\varepsilon} (1 - e^{-\varepsilon t}) \quad (11.6.10)$$

Uma pequena operação algébrica mostra que $\Lambda/\varepsilon = M_o^{ini}$, e a expressão para $M_o(t)$ torna-se

$$\frac{M_o(t)}{M_o^{ini}} = e^{-\varepsilon t} \quad (11.6.11)$$

Notamos assim que os três parâmetros mostrados em (11.6.8-11) apresentam o mesmo comportamento exponencial $e^{-\varepsilon t}$.

Final da Condição Crítica

A condição crítica (escoamento afogado na seção de ruptura) acontece enquanto a relação (11.6.2) prevalecer para a pressão, isto é, para até $p^{ext}/p_o^* = \eta$, onde p_o^* é o valor da pressão no duto que leva à condição crítica na garganta. Dividindo numerador e denominador em (11.6.2) por p_o^{ini}

$$\frac{P_o^*}{p_o^{ini}} = e^{-\varepsilon t^*} = \frac{1}{\eta} \frac{p^{ext}}{p^{ini}} = \omega \quad \therefore \quad t^* = \frac{1}{\varepsilon} \ln\left(\eta \frac{p^{ini}}{p^{ext}}\right) \quad (11.6.12)$$

onde t^* é o tempo final para o escoamento crítico. Observe-se que todos os parâmetros na definição de t^* são conhecidos no início do vazamento. Do início até t^* as histórias para pressão, fluxo de massa e massa no interior do duto, mostradas nas equações (11.6.8-11), são válidas enquanto as respectivas razões forem superiores a ω , ou, enquanto $0 \leq t \leq t^*$, ambos definidos em (11.6.12). Tempos superiores a t^* (ou ω inferiores), referem-se à condição subsônica na ruptura, requerendo solução distinta conforme mostrado a seguir.

Solução para a Condição Subcrítica – Velocidade Subsônica na Ruptura

A vazão de massa pelo orifício para condição subsônica é dada pela equação (8.56)

$$\dot{m}_o = \frac{C_d A_s Y}{\sqrt{1 - \beta^4}} \sqrt{2 \rho_o (p_o - p^{ext})} \quad (11.6.13)$$

onde C_d e Y representam o coeficiente de descarga e o fator de expansão para o orifício, Eq. (8.58), A_d e A_s as áreas do duto e orifício, D_d e D_s os diâmetros do duto e orifício, respectivamente, $\beta = D_s/D_d$, $r = p_o/p_o^{ext}$, $\gamma = c_p/c_v$ e ρ_o a massa específica do gás. Estritamente falando, tanto a área quanto o diâmetro do duto utilizados nas expressões para r e β se aplicam somente para escoamento axial e não quasi-radial, como no presente caso. Na ausência de maiores informações adotaremos as expressões sugeridas acima. Logo

$$\dot{m}_o = - \frac{dM_o}{dp_o} \frac{dp_o}{dt} = -\beta_o \frac{dp_o}{dt} = \frac{C_d A_s Y}{\sqrt{1 - \beta^4}} \sqrt{2 \frac{P_o}{Z_m R T_o} (p_o - p^{ext})} \quad (11.6.14)$$

com β_o definido em (11.6.6) e $\rho_o = \frac{p_o}{Z_m RT_o}$

$$\therefore \frac{dp_o}{dt} = -\frac{C_d A_s Y}{\beta_o \sqrt{1 - \beta^4}} \sqrt{2 \frac{p_o}{Z_m RT_o} (p_o - p^{ext})} \quad (11.6.15)$$

podendo ser reescrito como

$$\frac{dp_o}{dt} = -GY \sqrt{p_o (p_o - p^{ext})} \quad \text{com} \quad G = \frac{C_d A_s}{V_p \sqrt{1 - \beta^4}} \sqrt{2 Z_m RT_o} \quad (11.6.16)$$

Onde o fator de expansão Y é também função da pressão p_o , o que sugere uma solução por procedimento numérico. O fluxo de massa pelo orifício é então determinado pela combinação de (11.6.14-15)

$$\dot{m}_o = KY \sqrt{p_o (p_o - p^{ext})} \quad \text{com} \quad K = \frac{C_d A_s}{\sqrt{1 - \beta^4}} \sqrt{\frac{2}{Z_m RT_o}} \quad (11.6.17)$$

enquanto a massa no interior do duto é obtida da integração das equações (11.6-10.17)

$$\frac{dM_o}{dt} = -KY \sqrt{p_o (p_o - p^{ext})} \quad (11.6.18)$$

2- Adimensionalização das Equações

Soluções mais elegantes e adequadas para este problema são obtidas na forma adimensional. Variáveis adimensionais são definidas com um sobrescrito $^+$, como t^+ , p_o^+ etc. Definimos os adimensionais

$$t^+ = \frac{t}{t^*} \quad ; \quad p_o^+ = \frac{p_o}{p_o^{ini}} \quad ; \quad \dot{m}_o^+ = \frac{\dot{m}_o}{\dot{m}_o^{ini}} \quad ; \quad M_o^+ = \frac{M_o}{M_o^{ini}} \quad (11.6.19)$$

e os respectivos valores para a condição crítica: $t^{+*} = t^*/t^{ini}$, $p_o^{+*} = p_o^*/p_o^{ini}$ etc, onde os asteriscos representam valores para o final da condição crítica; isto é, quando (11.6.12) é satisfeita.

O processo de adimensionalização das equações consiste na divisão do numerador e denominador pelos respectivos parâmetros t^* , p_o^{ini} etc. O expoente εt torna-se então

$$\varepsilon t = \varepsilon^* t^+ \quad \text{onde} \quad \varepsilon t^* = \varepsilon^* = \ln\left(\eta \frac{p^{ini}}{p^{ext}}\right) \quad (11.6.20)$$

Equações para o Regime Crítico (Sônico) – ($0 \leq t^+ \leq 1$)

Para o intervalo de escoamento crítico

$$p_o^+ = e^{-\varepsilon^* t^+} \quad ; \quad m_o^+ = e^{-\varepsilon^* t^+} \quad ; \quad M_o^+ = e^{-\varepsilon^* t^+} \quad (0 \leq t^+ \leq 1) \quad (11.6.21)$$

onde p_{oi}^{ni} , \dot{m}_o^{ini} e M_o^{ini} são valores para a pressão, fluxo de massa e massa no duto no instante inicial, aqui adotado $t=0$.

No instante final do escoamento crítico $t^+ = 1$, então $e^{-\varepsilon^*} = p^{ext}/\eta p^{ini}$, e as relações em (11.6.20) tornam-se

$$p_o^+(t^*) = m_o^+(t^*) = M_o^+(t^*) = \frac{1}{\eta} \frac{p^{ext}}{p^{ini}} \quad (11.6.22)$$

Equações para o Regime Subsônico – ($t^+ > 1$)

De (11.6.16-17) obtém-se as equações correspondentes para $t > t^*$; ou seja, para $t^+ > 1$ e $p_{ext}^+ = p^{ext}/p^{ini}$

$$\frac{dp_o^+}{dt^+} = -G^+ Y \sqrt{p_o^+(p_o^+ - p_{ext}^+)} \quad \text{com} \quad G^+ = \frac{C_d A_s t^*}{V_p \sqrt{1 - \beta^4}} \sqrt{2 Z_m R T_o} \quad (11.6.23)$$

$$\dot{m}_o^+ = K^+ Y \sqrt{p_o^+(p_o^+ - p_{ext}^+)} \quad \text{com} \quad K^+ = \frac{C_d}{\Psi} \sqrt{\frac{2}{1 - \beta^4}}$$

Enquanto, de (11.6.4), a massa de gás no duto, para qualquer instante $0 \leq t^+ \leq t^{+fin}$, é

$$M_o^+(t) = p_o^+(t) \quad (11.6.24)$$

Resolvida a equação para a pressão em (11.6.23a), os dois outros parâmetros, m_o^+ e M_o^+ ,

são imediatamente determinados. No exemplo apresentado a seguir a equação (11.6.23a) será integrada numericamente pelo método Runge-Kutta-4 para um intervalo típico de $1 < t^+ < 2$, cobrindo praticamente todo o esvaziamento do duto.

3- Gás Vazado para a Atmosfera

Um parâmetro de interesse no processo de vazamento é o volume de gás lançado para a atmosfera. Os diversos cálculos indicados neste parágrafo permitem determinar facilmente o volume de gás vazado para a condição padrão, ou seja, para a pressão atmosférica p^{atm} e temperatura padrão no Brasil, 20 °C. Se $V_o(t)$ representa o volume de gás (na condição *in situ*) e $M_o(t)$ a massa presente de gás no interior do duto no instante t , então $\rho_o V_o = M_o$. Portanto, o volume normal de gás vazado é o volume correspondente à massa lançada para a atmosfera, ou

$$\begin{aligned} \rho_o^{\text{std}} V_o^{\text{std}}(t) &= M_o^{\text{ini}} - M_o(t) = M_o^{\text{ini}} (1 - M_o^+) \\ &= \rho_o^{\text{ini}} V_o^{\text{ini}} (1 - M_o^+) \end{aligned} \quad (11.6.25)$$

logo

$$V_o^{\text{std}^+}(t) = \frac{V_o^{\text{std}}(t)}{V_o^{\text{ini}}} = \frac{\rho_o^{\text{ini}}}{\rho_o^{\text{std}}} [1 - M_o^+(t)] \quad (11.6.26)$$

Observe que o tempo final corresponderá ao instante em que a pressão no duto se igualará à pressão externa; neste instante M_o será igual ao valor da massa residual no duto para a pressão externa, ou atmosférica, como usualmente. Portanto, (11.6.26) indica que neste caso o volume total transferido para a atmosfera é igual ao volume normal inicial subtraído do volume residual no duto ao término da vazamento. Analisamos a seguir um exemplo numérico de vazamento de gás natural para um caso real.

4- Emissão de Metano e Dióxido de Carbono – Carbon Footprint

Uma importante questão hoje em dia é conhecer o impacto do dano ambiental provocado pelo vazamento do gás. Como observado na introdução deste parágrafo, de maior relevância é saber quanto de metano (CH_4) e dióxido de carbono (CO_2) é emitido para a atmosfera, uma medida conhecida hoje por *Pegada de Carbono*, ou *Carbon Footprint*.

Conhecida a quantidade de gás vazado, o cálculo das massas (kg) dos dois gases

é obtido a partir das respectivas frações molares da composição. Neste caso a tabela mostrada no exemplo B2 do anexo (nosso gás de trabalho) indica as seguintes frações molares: 15,258 kg/kmol para CH₄ e 0,3080 kg/kmol para CO₂, por kmol da mistura. Portanto, sendo a massa molar do gás 16,8714 kg/kmol (mistura), as frações de cada componente são $X_{\text{ch}_4} = 15,258/16,8714 = 0,90437$ e $X_{\text{co}_2} = 0,3080/16,8714 = 0,01825$. Conhecida a massa de gás vazado, as quantidades dos dois gases estufa são obtidas a partir dessas frações.

5- Condição Termodinâmica na Seção de Ruptura

Regime Crítico ($Ma_s = 1$)

A temperatura crítica (saída da seção de ruptura) mantém-se fixa ao longo do tempo uma vez que a temperatura de estagnação no duto permanece constante; a relação $T^* = (2/(\gamma+1))T_o = 254,1\text{K}$ ($-19,1^\circ\text{C}$) garante T^* constante. Permanece fixa também a velocidade sônica $c^* = \sqrt{\gamma Z_m R T^*} = 400,2\text{ m/s}$. Por outro lado, a pressão crítica varia de acordo com a pressão de estagnação $p_o(t)$, equações (7.25) e (11.6.21).

Regime Subcrítico ($Ma_s < 1$)

Admitindo condição isentrópica entre o e s, de (7.10),

$$\frac{T_s}{T_o} = \left(\frac{p_s}{p_o}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \quad \therefore \quad \frac{T_s}{T_p} = \left(\frac{p_{ext}}{p_o}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \quad \therefore \quad T_s^+(t) = \frac{T_s(t)}{T_p} = \left(\frac{p_{ext}^+}{p_o^+(t)}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \quad (11.6.27)$$

e, de (7.22) e (11.6.27b),

$$\frac{T_p}{T_s} = 1 + \frac{\gamma-1}{2} Ma_s^2 \quad \therefore \quad Ma_s = \sqrt{\frac{2}{\gamma-1} \left[\left(\frac{p_o^+}{p_{ext}^+}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} - 1 \right]} \quad (11.6.28)$$

As duas equações mostram que durante o estágio final da despressurização a temperatura no orifício cresce (de um valor baixo) até atingir a temperatura do duto, enquanto o número de Mach decresce, de 1 até zero. Por fim, a velocidade do gás no orifício é obtida da equação $v_s = c_s Ma_s$. A partir da definição de c_s , após divisão por c_s^{ini} (velocidade sônica inicial)

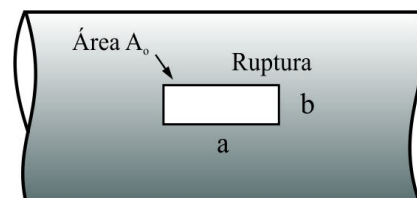
$$v_s^+(t) = \frac{v_s(t)}{c_s^{ini}} = \sqrt{\frac{\gamma+1}{2} T_s^+(t) Ma_s(t)} \quad (11.6.29)$$

6- Acidente em um Gasoduto

Consideremos o seguinte problema. Uma retroescavadeira atinge um gasoduto provocando um furo com formato aproximadamente retangular, conforme mostrado na figura. Admite-se que imediatamente após a ruptura válvulas de bloqueio operam fechando o fluxo a montante e jusante do orifício. Pede-se calcular a história dos principais parâmetros do escoamento conforme análise apresentada anteriormente. Dados do problema: a) duto de aço carbono enterrado com ruptura exposta para a atmosfera - módulo de elasticidade e razão de Poisson: $E= 2 \times 10^{11}$ Pa, $\nu= 0,30$; b) diâmetros e distância entre válvulas: $D_p= 14''$ ($D_{int}= 333,3\text{mm}$, $D_{ext}= 355,6\text{mm}$), $L= 9250\text{m}$; c) pressão e temperatura interna do gás no instante da ruptura: $p_o^{ini}= 13,1$ bar, $T_o^{ini}= 18$ °C; d) pressão e temperatura externa: $p^{atm}= 1\text{atm}$ (101325 Pa), $T_{ext}= 22$ °C; e) composição molar do gás conforme exemplo B2 no Anexo; portanto, com as seguintes características (ver Exemplo B2): massa molecular $M_{mol}= 16,871$ kg/kmol, constante do gás $R= 492,81$ kJ/kg-K, expoente isentrópico $\gamma= c_p/c_v= 1,292$, densidade relativa $\lambda= 0,5825$, viscosidade absoluta $\mu= 1,075 \times 10^{-5}$ Pa-s. Analisar a solução para três situações para a ruptura conforme sugerido na tabela 11.6.1.

Tabela 11.6.1 Dimensões da ruptura

Caso	a (mm)	b (mm)	D_{eq} (m)
A	45	30	0,04146
B	90	60	0,08292
C	180	120	0,16584



Com os dados conhecidos determinam-se os seguintes parâmetros a partir das equações (11.6.2-6) e do Capítulo 7

Tabela 11.6.2 Parâmetros fixos

p_{cr}	4,607 MPa	c^*	400,2 m/s
T_{cr}	194,13 K	Z_o^{ini}	0,98
M_{omol}	16,871 kg/kmol	V_p	807,05 m ³
R_g	492,81 kJ/kg-K	M_o^{ini}	8017,2 kg
c_p	2180,5 kJ/kg-K	V_o^{ini}	11432,7 Nm ³
c_v	1687,7 kJ/kg-K	V_o^{fin}	1150,9 Nm ³
p_{ext}	0,101325 MPa	C_d	0,60
p_o^{ini}	1,411325 MPa	γ	1,292
T_o^{ini}	292,2 K	ψ	0,66581
ρ^{std}	0,70125 kg/m ³	β_o	$5,6806 \times 10^{-3} \text{ s}^2/\text{m}$
ρ_o^{ini}	9,934 kg/m ³	ω	0,1312
p_o^*	0,18517 MPa	λ	0,5825
T^*	254,1 K (-19,1 °C)	μ	$1,075 \times 10^{-5} \text{ Pa-s}$

Note-se as seguintes observações para alguns parâmetros na Tabela 11.6.2. A pressão interna mínima no duto p_o^* que garante a condição crítica no orifício ($Ma_g=1$) é calculada por (11.6.2) com pressão na garganta (crítica) igual à pressão atmosférica $p_s=p_{ext}$. A temperatura crítica $T^*=T_o$ na garganta é calculada por (7.25) com temperatura de estagnação na garganta igual à temperatura no centro do duto (admitido condição isentrópica entre os dois pontos); ou seja, $T_o = 273,2+18 = 291,2 \text{ K}$ e $T^* = (2/(\gamma+1))T_o = 254,1 \text{ K}$ (-19,1 °C). A condição final do vazamento para a pressão interna iguala-se à pressão atmosférica, enquanto a temperatura iguala-se à do duto, 18 °C; e a massa específica final iguala-se à condição padrão: $\rho_o^{fin} = \rho^{std} = 0,70125 \text{ kg/m}^3$. A velocidade crítica corresponde à velocidade do som na garganta, ou $v^* = c^* = \sqrt{\gamma Z_m R T^*} = 400,2 \text{ m/s}$.

7- Solução Numérica

Considerando completa a apresentação do problema, a solução numérica é aqui mostrada sem maiores detalhes na forma de tabelas e gráficos. Os cálculos foram realizados num programa Fortran 70/90 a partir das equações (6.11.1) a (6.11.29) na formulação adimensional, utilizada em todo o programa. Somente ao final uma pequena rotina transforma os resultados para números reais, com tempo em segundos, vazões em quilograma por segundo, temperaturas em graus Celsius etc.

Inicia-se pela solução do campo de pressão no interior do duto $p_o^+(t)$ seguido pelo fluxo de massa pelo orifício e massa de gás no duto para a fase de escoamento crítico

mostrados nas equações (11.6.21-24) . Segue-se a integração da equação diferencial para a pressão em (11.6.23) [problema de valor inicial não-linear de primeira ordem] para a fase subcrítica pelo método de Runge-Kutta de 4ª ordem. A partir de então os outros parâmetros são calculados, notando que todos dependem, em última análise, da pressão. Conhecida esta, todas as outras variáveis são obtidas sem maiores dificuldades.

8- Comentários Finais – Gráficos e Tabelas

A análise dos resultados, sejam das expressões analíticas ou dos valores numéricos, permite algumas conclusões interessantes. Inicialmente deve ser destacado que o problema foi resolvido para três tamanhos de ruptura distintos; com diâmetros equivalentes a 42, 83 e 166 mm; todos os demais parâmetros mantidos, como a composição do gás, pressões, temperaturas etc. Consideremos então uma análise comparativa dos resultados para cada um dos diâmetros, mostrados nas Tabelas 11.6.3a/c.

A primeira, e mais evidente das diferenças, está no tempo de descarga total. Muito maior para a ruptura menor, sendo de 2 horas e 9 minutos para o orifício menor, 32 minutos para o intermediário e apenas 8 minutos para o maior. Observe que a razão entre os tempos é praticamente inverso das razões entre as áreas, aqui de 1 para 4. Evidentemente, áreas menores correspondem tempos maiores para a descarga.

A velocidade de descarga na seção de saída na ruptura mantém-se constante durante toda a fase crítica do escoamento, com Mach de saída igual a 1 para as três situações; no caso, em 400,2 m/s. A justificativa está no fato da velocidade sônica depender exclusivamente da temperatura no interior do duto, mantida constante nos exemplos, e não da pressão durante a fase crítica. A partir daí, nos três casos, a velocidade decresce aproximadamente segundo a mesma curva, embora em escalas de tempo diferentes.

Segue mais ou menos na mesma razão a variação da temperatura com o tempo na seção de ruptura, observando-se que durante a fase crítica esta é mantida em $-19,1\text{ }^{\circ}\text{C}$. Naturalmente, permanecendo por muito mais tempo neste valor para os tempos de descarga mais longos, para orifícios menores. Após a fase crítica a temperatura inicia um processo de subida gradativa até atingir a temperatura final do duto de $18\text{ }^{\circ}\text{C}$. Deve ser observado que a temperatura da parede do duto nas vizinhanças da ruptura atinge esse valor, podendo levar à fragilização do material na região, e provocar um rápido aumento da extensão da fratura durante a fase crítica, com temperaturas da ordem de $-19,1\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Além das histórias de vazão de massa pela ruptura, do volume do gás vazado e, naturalmente, da pressão no interior do duto, é de se destacar os resultados para as massas vazadas para a atmosfera de metano e de dióxido de carbono, dois importantes gases de efeito estufa emitidos durante o acidente. Note-se que a razão de massa de metano para o dióxido de carbono é de 50 para 1, dentro da faixa universalmente aceita para o planeta. Neste exemplo, cerca de 7 toneladas de metano é lançado para a atmosfera e 136 kg de dióxido de carbono, totalizando 6.866 kg (6.730+136) para o *Carbon Footprint*. Um estrago considerável para o meio ambiente, Fig. 11.6.8/9.

Consideremos então a análise para o Caso-C, um exemplo próximo de um acidente real. A Fig.11.6.4 mostra a queda de pressão no duto durante o esvaziamento. Até 300 segundos a condição de fluxo na saída da ruptura é crítica, com velocidade sônica. A partir desse instante o escoamento passa a subsônico até o final do processo. No momento da transição a relação da pressão externa para a interna é indicada pela equação 11.6.2, correspondendo a 1,852 bara (abs) para a pressão no duto, condição claramente mostrada no gráfico. É de se destacar que, conforme a modelagem do problema, as equações para o escoamento para a fase crítica são distintas daquelas para a fase subcrítica. No entanto, a curva mostra continuidade perfeita na sua tendência, até mesmo para a primeira derivada, tangente da curva.

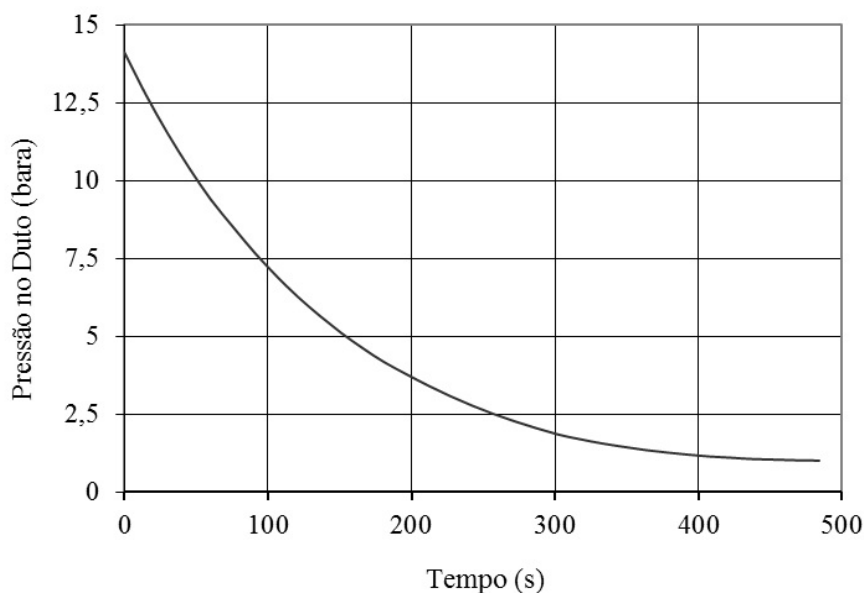


Figura 11.6.4 Pressão no duto com o tempo. Condição crítica (Mach=1 na seção de ruptura) para até 300 segundos (5 minutos). Subsônica acima desse tempo. Tempo total de descarga em cerca de 8 minutos.

As Figuras 11.6.5/6/7 mostram as distribuições temporais da velocidade do gás na ruptura, da massa de gás contida no duto durante o vazamento e do volume de gás vazado para a atmosfera sob a condição padrão (1 atm e 20 °C). Destaque-se que a velocidade na ruptura durante a fase crítica mantém-se no valor de 400,2 m/s, decaindo para zero em apenas 3 minutos. A curva para a massa de gás no duto tende para a condição final de 1 atm e 18 °C, correspondendo a 576 kg, valor previsto para o volume de 807,1 m³ do duto e massa específica do gás de 0,70125 kg/m³. O resultado para o volume total de gás vazado para a atmosfera indica um valor de 10.539 m³.

Finalmente, as Figuras 11.6.8/9 apresentam a vazão de massa de gás vazado para a atmosfera, iniciando à taxa de 53,85 kg/s, até zero, assim como a massa de metano para a atmosfera, chegando a 6.730 kg. É de se ressaltar que este resultado é bastante significativo tendo em vista o pequeno volume em consideração, cerca de 807 m³, e à relativamente baixa pressão inicial no duto. Igualmente importante lembrar que da hipótese sugerida para o problema as válvulas de bloqueio fecharam instantaneamente no momento em que ocorreu a ruptura. Situação certamente ideal somente. Normalmente ocorre um atraso nesta operação, provocando um vazamento consideravelmente superior àquele aqui obtido. Contudo, conhecendo-se este atraso, um cálculo matemático relativamente simples permite estimar este adicional uma vez que o regime de escoamento pode ser admitido como quasi-permanente neste intervalo inicial.

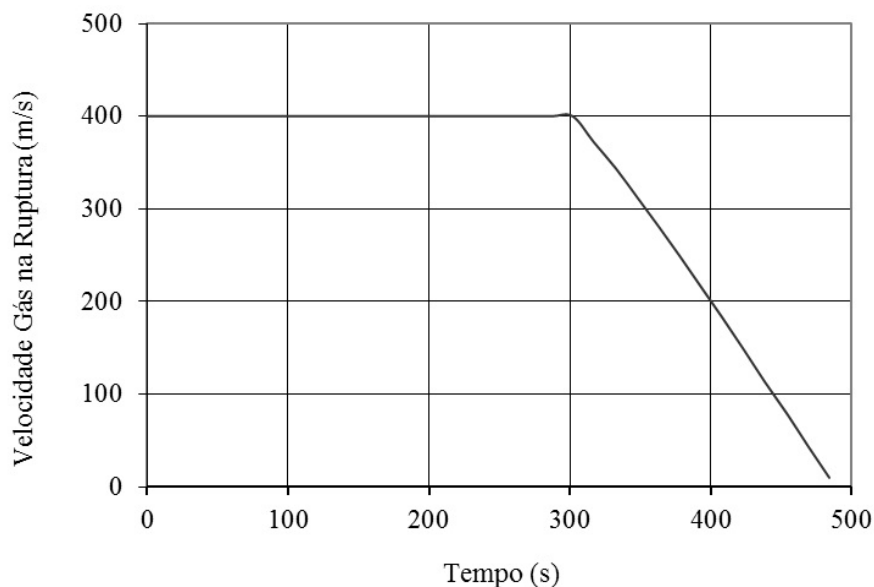


Figura 11.6.5 Velocidade do gás na seção de ruptura com o tempo, mantida em 400 m/s durante a fase crítica. Velocidade subsônica a partir de 300 segundos, com queda acentuada até o final da descarga.

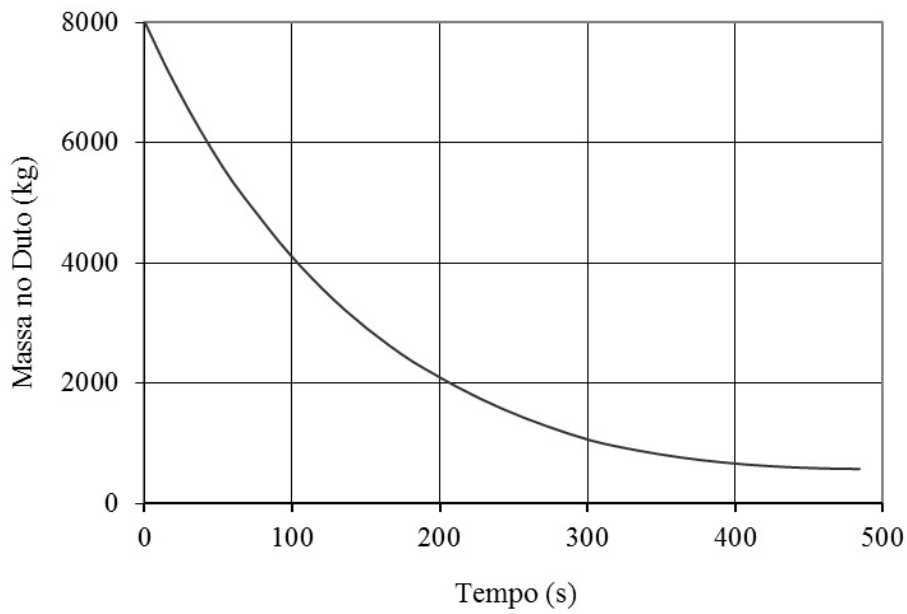


Figura 11.6.6 Massa de gás contida no duto durante o vazamento. A massa residual ao final do processo é a existente no duto à pressão externa, 1 atm, e à temperatura do duto, 18 °C.

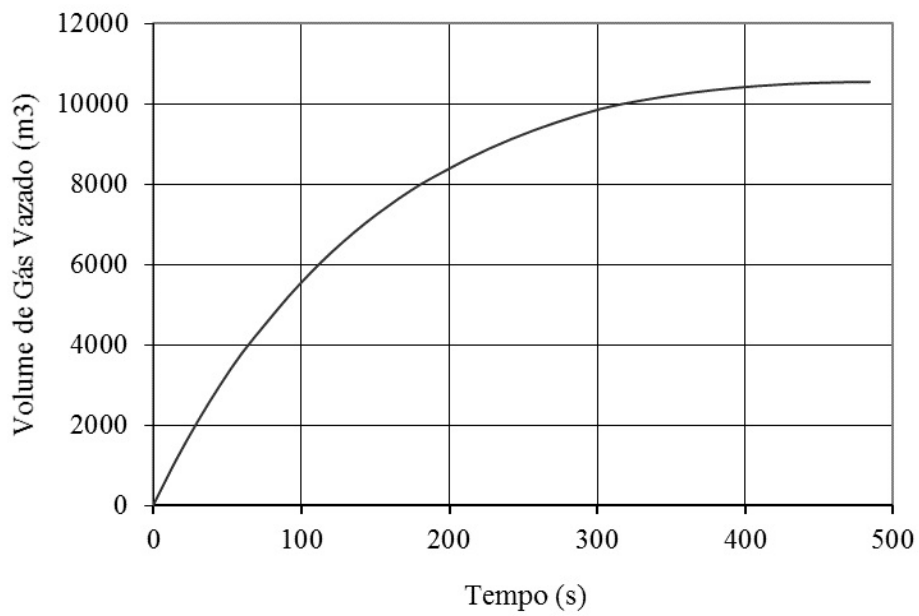


Figura 11.6.7 Volume de gás vazado para a atmosfera com o tempo sob condição normal (1 atm e 20 °C). Volume final foi de 10.539 m³.

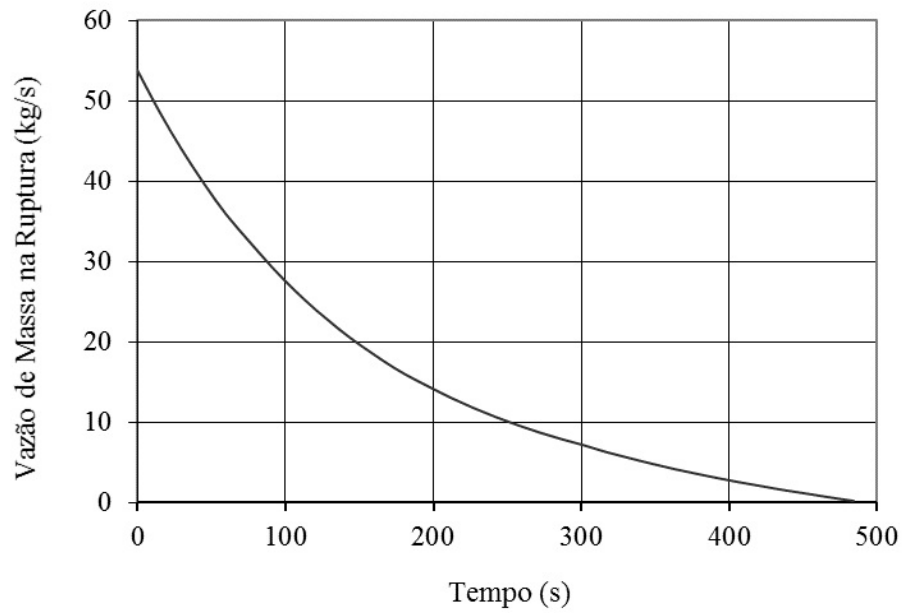


Figura 11.6.8 Vazão de massa de gás pela ruptura com o tempo.

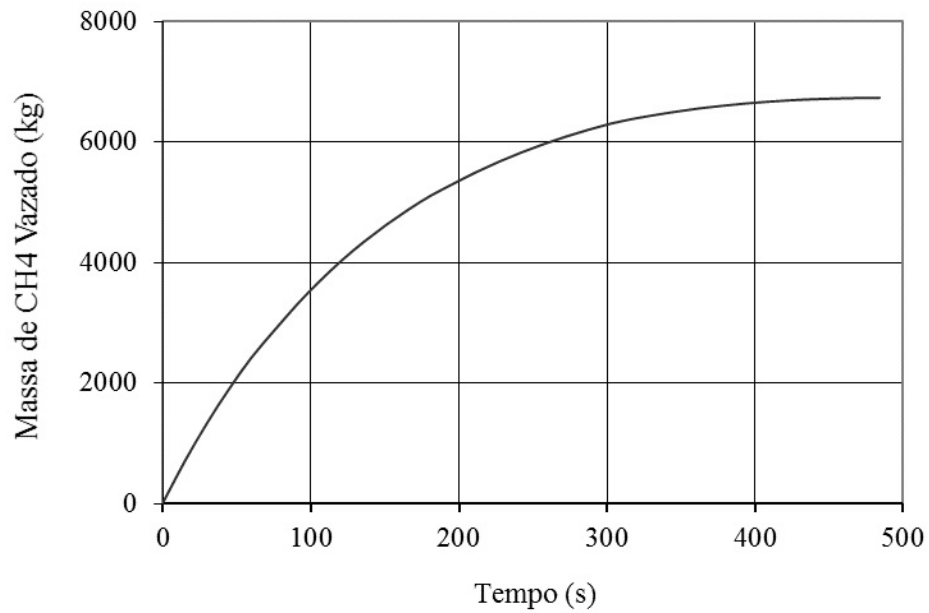


Figura 11.6.9 Massa de metano emitida para a atmosfera durante o vazamento: total de 6.730 kg.

Tabela 11.6.3a Solução para o Caso-A

Tempo	Pressão no Duto	Vazão de Massa na Ruptura	Massa no Duto	Vol. Gás Vazado	Vel. Gás Ruptura	Temp. na Ruptura	Massa CH ₄ Vazado	Massa CO ₂ Vazado	Mach na Ruptura
(s)	(bara)	(kg/s)	(kg)	(m ³)	(m/s)	(°C)	(kg)	(kg)	(-)
0,	14,11	3,37	8017,	0,	400,	-19,1	0,	0,	1,00
242,	12,75	3,04	7243,	1096,	400,	-19,1	700,	14,	1,00
484,	11,52	2,75	6544,	2087,	400,	-19,1	1333,	27,	1,00
726,	10,41	2,48	5912,	2982,	400,	-19,1	1904,	38,	1,00
968,	9,40	2,24	5341,	3790,	400,	-19,1	2420,	49,	1,00
1210,	8,49	2,03	4825,	4521,	400,	-19,1	2887,	58,	1,00
1451,	7,67	1,83	4359,	5181,	400,	-19,1	3308,	67,	1,00
1693,	6,93	1,65	3938,	5777,	400,	-19,1	3689,	74,	1,00
1935,	6,26	1,49	3558,	6316,	400,	-19,1	4033,	81,	1,00
2177,	5,66	1,35	3214,	6802,	400,	-19,1	4343,	88,	1,00
2419,	5,11	1,22	2904,	7242,	400,	-19,1	4624,	93,	1,00
2661,	4,62	1,10	2624,	7639,	400,	-19,1	4878,	98,	1,00
2903,	4,17	1,00	2370,	7998,	400,	-19,1	5107,	103,	1,00
3145,	3,77	0,90	2141,	8322,	400,	-19,1	5314,	107,	1,00
3387,	3,41	0,81	1935,	8615,	400,	-19,1	5501,	111,	1,00
3629,	3,08	0,73	1748,	8879,	400,	-19,1	5670,	114,	1,00
3870,	2,78	0,66	1579,	9118,	400,	-19,1	5822,	117,	1,00
4112,	2,51	0,60	1427,	9334,	400,	-19,1	5960,	120,	1,00
4354,	2,27	0,54	1289,	9529,	400,	-19,1	6085,	123,	1,00
4596,	2,05	0,49	1164,	9706,	400,	-19,1	6198,	125,	1,00
4838,	1,85	0,44	1052,	9865,	400,	-19,1	6299,	127,	1,00
5080,	1,70	0,39	966,	9986,	373,	-14,2	6376,	129,	0,92
5322,	1,57	0,34	892,	10091,	344,	-9,5	6443,	130,	0,84
5564,	1,46	0,30	828,	10181,	315,	-5,0	6501,	131,	0,77
5806,	1,36	0,26	774,	10259,	285,	-,80	6551,	132,	0,69
6048,	1,28	0,22	727,	10325,	254,	3,0	6593,	133,	0,61
6289,	1,21	0,19	687,	10381,	222,	6,5	6629,	134,	0,53
6531,	1,15	0,16	655,	10427,	190,	9,6	6658,	134,	0,45
6773,	1,11	0,13	628,	10465,	157,	12,3	6682,	135,	0,37
7015,	1,07	0,10	608,	10494,	124,	14,5	6701,	135,	0,29
7257,	1,04	0,07	592,	10516,	90,	16,1	6715,	136,	0,21
7499,	1,02	0,04	582,	10531,	56,	17,3	6724,	136,	0,13
7741,	1,02	0,02	577,	10538,	24,	17,9	6729,	136,	0,06

Tabela 11.6.3b Solução para o Caso-B

Tempo	Pressão no Duto	Vazão de Massa na Ruptura	Massa no Duto	Vol. Gás Vazado	Vel. Gás Ruptura	Temp. na Ruptura	Massa CH ₄ Vazado	Massa CO ₂ Vazado	Mach na Ruptura
(s)	(bara)	(kg/s)	(kg)	(m ³)	(m/s)	(°C)	(kg)	(kg)	(-)
0,	14,11	13,46	8017,	0,	400,	-19,1	0,	0,	1,00
60,	12,75	12,16	7243,	1096,	400,	-19,1	700,	14,	1,00
121,	11,52	10,99	6544,	2087,	400,	-19,1	1333,	27,	1,00
181,	10,41	9,93	5912,	2982,	400,	-19,1	1904,	38,	1,00
242,	9,40	8,97	5341,	3790,	400,	-19,1	2420,	49,	1,00
302,	8,49	8,10	4825,	4521,	400,	-19,1	2887,	58,	1,00
363,	7,67	7,32	4359,	5181,	400,	-19,1	3308,	67,	1,00
423,	6,93	6,61	3938,	5777,	400,	-19,1	3689,	74,	1,00
484,	6,26	5,97	3558,	6316,	400,	-19,1	4033,	81,	1,00
544,	5,66	5,40	3214,	6802,	400,	-19,1	4343,	88,	1,00
605,	5,11	4,88	2904,	7242,	400,	-19,1	4624,	93,	1,00
665,	4,62	4,41	2624,	7639,	400,	-19,1	4878,	98,	1,00
726,	4,17	3,98	2370,	7998,	400,	-19,1	5107,	103,	1,00
786,	3,77	3,60	2141,	8322,	400,	-19,1	5314,	107,	1,00
847,	3,41	3,25	1935,	8615,	400,	-19,1	5501,	111,	1,00
907,	3,08	2,93	1748,	8879,	400,	-19,1	5670,	114,	1,00
968,	2,78	2,65	1579,	9118,	400,	-19,1	5822,	117,	1,00
1028,	2,51	2,40	1427,	9334,	400,	-19,1	5960,	120,	1,00
1089,	2,27	2,16	1289,	9529,	400,	-19,1	6085,	123,	1,00
1149,	2,05	1,96	1164,	9706,	400,	-19,1	6198,	125,	1,00
1210,	1,85	1,77	1052,	9865,	400,	-19,1	6299,	127,	1,00
1270,	1,70	1,56	966,	9986,	373,	-14,2	6377,	129,	0,92
1330,	1,57	1,37	892,	10091,	344,	-9,5	6444,	130,	0,84
1391,	1,46	1,20	828,	10182,	315,	-5,0	6502,	131,	0,77
1451,	1,36	1,04	773,	10260,	285,	-,80	6551,	132,	0,69
1512,	1,28	0,90	726,	10326,	254,	3,1	6594,	133,	0,61
1572,	1,21	0,76	687,	10382,	222,	6,6	6629,	134,	0,53
1633,	1,15	0,63	654,	10428,	190,	9,7	6659,	134,	0,45
1693,	1,11	0,51	628,	10465,	157,	12,3	6683,	135,	0,37
1754,	1,07	0,39	607,	10495,	123,	14,5	6701,	135,	0,29
1814,	1,04	0,28	592,	10516,	89,	16,2	6715,	136,	0,21
1875,	1,02	0,17	582,	10531,	55,	17,3	6724,	136,	0,13
1935,	1,02	0,07	577,	10538,	24,	17,9	6729,	136,	0,06

Tabela 11.6.3c Solução para o Caso-C

Tempo	Pressão no Duto	Vazão de Massa na Ruptura	Massa no Duto	Vol. Gás Vazado	Vel. Gás Ruptura	Temp. na Ruptura	Massa CH ₄ Vazado	Massa CO ₂ Vazado	Mach na Ruptura
(s)	(bara)	(kg/s)	(kg)	(m ³)	(m/s)	(°C)	(kg)	(kg)	(-)
0,	14,11	53,85	8017,	0,0	400,	-19,1	0,	0,	1,00
15,	12,75	48,65	7243,	1096,	400,	-19,1	700,	14,	1,00
30,	11,52	43,95	6544,	2087,	400,	-19,1	1333,	27,	1,00
45,	10,41	39,71	5912,	2982,	400,	-19,1	1904,	38,	1,00
60,	9,40	35,87	5341,	3790,	400,	-19,1	2420,	49,	1,00
76,	8,49	32,41	4825,	4521,	400,	-19,1	2887,	58,	1,00
91,	7,67	29,28	4359,	5181,	400,	-19,1	3308,	67,	1,00
106,	6,93	26,45	3938,	5777,	400,	-19,1	3689,	74,	1,00
121,	6,26	23,90	3558,	6316,	400,	-19,1	4033,	81,	1,00
136,	5,66	21,59	3214,	6802,	400,	-19,1	4343,	88,	1,00
151,	5,11	19,51	2904,	7242,	400,	-19,1	4624,	93,	1,00
166,	4,62	17,62	2624,	7639,	400,	-19,1	4878,	98,	1,00
181,	4,17	15,92	2370,	7998,	400,	-19,1	5107,	103,	1,00
197,	3,77	14,38	2141,	8322,	400,	-19,1	5314,	107,	1,00
212,	3,41	12,99	1935,	8615,	400,	-19,1	5501,	111,	1,00
227,	3,08	11,74	1748,	8879,	400,	-19,1	5670,	114,	1,00
242,	2,78	10,61	1579,	9118,	400,	-19,1	5822,	117,	1,00
257,	2,51	9,58	1427,	9334,	400,	-19,1	5960,	120,	1,00
272,	2,27	8,66	1289,	9529,	400,	-19,1	6085,	123,	1,00
287,	2,05	7,82	1164,	9706,	400,	-19,1	6198,	125,	1,00
302,	1,85	7,07	1052,	9865,	400,	-19,1	6299,	127,	1,00
317,	1,70	6,22	964,	9990,	372,	-14,0	6379,	129,	0,92
333,	1,56	5,46	888,	10097,	343,	-9,2	6447,	130,	0,84
348,	1,45	4,76	823,	10189,	312,	-4,6	6506,	131,	0,76
363,	1,35	4,11	767,	10268,	281,	-,30	6557,	132,	0,68
378,	1,27	3,52	720,	10335,	249,	3,6	6599,	133,	0,60
393,	1,20	2,96	681,	10391,	216,	7,2	6635,	134,	0,51
408,	1,14	2,43	648,	10436,	183,	10,3	6664,	134,	0,43
423,	1,10	1,94	623,	10473,	149,	12,9	6688,	135,	0,35
438,	1,06	1,46	603,	10501,	114,	15,0	6706,	135,	0,27
454,	1,04	1,00	588,	10521,	79,	16,6	6718,	136,	0,18
469,	1,02	0,55	579,	10534,	44,	17,6	6726,	136,	0,10
484,	1,01	0,13	576,	10539,	10,	18,0	6730,	136,	0,02

11.7 Projeto de um Longo Gasoduto - São Carlos - Brasília

Um projeto (hipotético) de um novo gasoduto enterrado entre as cidades de São Carlos e Brasília tem a configuração sugerida na figura. O gasoduto sairá de São Carlos passando por Uberaba, Uberlândia, Itumbiara, Goiania e finalmente em Brasília. A distância total de São Carlos até Brasília é de 895 km, considerando somente trechos retos. Em cada uma das cidades intermediárias ocorrerão pontos de entrega com vazões especificadas na Tabela 1. A vazão esperada para Brasília é de 4,5 MMNm³/d (milhões de metros cúbicos normais por dia). Estações de compressão (ECOMPs) devem ser instaladas ao longo deste sistema para compensar perdas de carga (quedas de pressão). Note que os compressores são acionados por turbinas a gás que consomem gás do gasoduto. Dados das estações são especificados a seguir.

1- Para as condições e hipóteses especificadas pede-se calcular os seguintes parâmetros:

- 1.1) Vazão na entrada do gasoduto em São Carlos (MMNm³/d)
- 1.2) Pressões nos pontos de entrega de cada cidade
- 1,3) Localização das ECOMPs
- 1.4) Velocidades do gás nos pontos de sucção das ECOMPs
- 1.5) Comparação dessas velocidades com as respectivas velocidades de erosão
- 1.6) Queda de pressão esperada na estação de redução localizada a 5 km antes de Brasília
- 1.7) Diâmetro do gasoduto. Tendo em vista as diferentes vazões ao longo da linha, sugere-se

a escolha de diâmetros “ótimos” e localização das respectivas variações

2- São condições conhecidas para o projeto os seguintes parâmetros:

- 2.1) Regime de escoamento permanente isotérmico
- 2.2) Temperatura média do gás no interior dos dutos: 26 °C
- 2.3) Pressão de entrada em São Carlos: 85 bar (relativa)
- 2.4) Rugosidade dos dutos: 22 µm (microns)
- 2.5) Fator de atrito: entre 0,0120 e 0,0130
- 2.6) Dutos de aço forjado com diâmetros nominais industriais (12", 14",)
- 2.7) Altitudes das cidades, conforme especificado nos dados das cidades
- 2.8) Dutos em linha reta entre as cidades, seguindo a topografia
- 2.9) Gás natural com a composição especificada na Tabela-3
- 2.10) Equação para cálculo das vazões: Teórica (Capítulo-8)
- 2.11) Equação para o fator de atrito: Colebrook-White

2.12) Perdas operacionais nas vazões de 3%. Ou seja, considerar rendimento $\eta = 0,97$ para o fator de eficiência η na Eq. (8.41)

2.13) Estações de compressão devem trabalhar sob a seguinte condição: Pressão de descarga de 90,0 bar (rel), pressão de sucção: entre 51 e 60 bar (rel) (média= 55,5 bar)

2.14) Consumo médio de gás combustível para operação de cada ECOMP é de 46.000 Nm³/d (metros cúbicos normais por dia). Retirado do gasoduto no ponto de entrada da ECOMP

2.15) Pressão de chegada em Brasília: 35 bar (rel)

2.16) Fatores de compressibilidade Z podem ser estimados para a média de qualquer segmento com base nas condições das extremidades. Note que esses valores tendem a se repetir ao longo da linha. Valores podem ser obtidos diretamente do gráfico de Standing-Katz, Apêndice -B.

2.17) Viscosidade do gás: $\mu = 1,07 \times 10^{-5}$ Pa-s

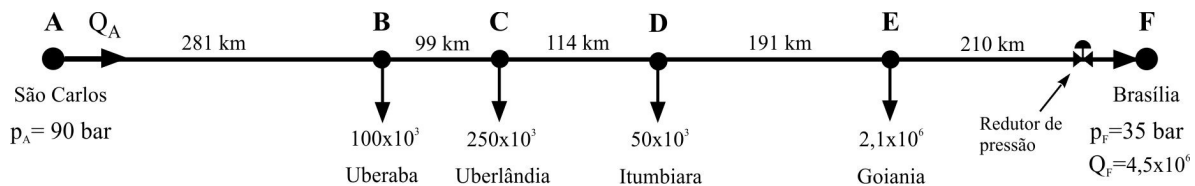


Tabela 1- Vazão nos pontos de entrega

Cidade	Vazão Nm ³ /d
São Carlos	?
Uberaba	100.000
Uberlândia	250.000
Itumbiara	50.000
Goiania	$2,1 \times 10^6$
Brasília	$4,5 \times 10^6$

Tabela 2- Dados das cidades

Cidade	Altitude (m)	Dist. S.C. (km)	Habitantes (2018)
São Carlos	856	0	250.000
Uberaba	752	281	330.400
Uberlândia	860	380	685.000
Itumbiara	448	494	102.500
Goiania	750	685	1.495.000
Brasília	1172	895	2.975.000

Tabela 3- Composição do gás natural para São Carlos - Brasília

Componente	Fração molar (y)	p _c MPa	y _i p _{ci}	T _c K	y _i T _{ci}	m _{ci} Mol	y _i m _{ci}
Metano	0,8839	4,6	4,0659	190,4	168,29	16,04	14,177
Etano	0,0605	4,88	0,2952	305,4	18,47	30,07	1,819
Propano	0,0244	4,25	0,1037	369,8	9,02	44,1	1,076
n-Butano	0,0069	3,8	0,0262	425,0	2,93	58,12	0,401
Heptana+	0,0000	2,87	0,0000	540,3	0,00	100,2	0,000
Nitrogênio	0,0059	3,39	0,0200	126,2	0,74	28,02	0,165
CO ₂	0,0184	7,38	0,1358	304,1	5,60	44,01	0,809
	1		4,6468		205,05		18,447

Comentários:

■ Liberdade de escolha para a pressão de sucção (entrada das ECOMPS): dependente da localização da estação. Como primeira opção poderá ser utilizada a média. A pressão de descarga deve ficar em torno de 90 bar (rel).

■ A estação de redução provoca uma redução na pressão entre montante e jusante para satisfazer a pressão especificada a jusante.

Solução.

A) Cálculos preliminares

Pseudo-pressão e pseudo-temperatura reduzidas

$$p_{pr1} = \frac{(90+1) \times 10^5}{46,47 \times 10^5} = 1,958 \quad p_{pr2} = \frac{(55,5+1) \times 10^5}{46,47 \times 10^5} = 1,194 \quad T_r = \frac{273+26}{205,05} = 1,458 \quad (11.7.1)$$

Com esses valores o gráfico de Standing-Katz fornece os coeficientes de compressibilidade $Z_1 = 0,80$ ($p_{r2} = 1,958$) e $Z_2 = 0,87$ ($p_{r1} = 1,194$). Portanto, o valor médio para o intervalo das pressões de descarga e sucção nas ECOMPs é então $Z_m = (0,80+0,87)/2 = 0,835$. Como estas pressões são aproximadamente constantes ao longo do duto utilizaremos este valor para todos os intervalos. A densidade relativa do gás é $\lambda_g = 18,447/28,97 = 0,6367$

B) Vazão de entrada

Admitido para gradiente de pressão entre as ECOMPs o intervalo sugerido pela Eq.(8.37)

$$10 < \frac{dp}{dx} < 25 \text{ (kPa/km)} \quad \text{i.e.} \quad 0,10 < \frac{dp}{dx} < 0,25 \text{ (bar/km)} \quad \text{ou} \quad 10 < \frac{dp}{dx} < 25 \text{ (bar/100 km)} \quad (11.7.2)$$

Admitindo inicialmente que o projeto aceitará limites de 15 a 20 bar/100 km para os intervalos entre as ECOMPs obtemos as seguintes possibilidades para as distâncias entre as estações

$$L_{da} = \frac{90 - 55,5}{15} \times 100 = 230 \text{ km} \quad \text{ou} \quad L_{db} = \frac{90 - 55,5}{20} \times 100 = 172,5 \text{ km} \quad (11.7.3)$$

Escolhendo a segunda opção chega-se para o número de ECOMPs

$$N_{EC} = \frac{895}{172,5} = 5,2 \quad (11.7.4)$$

Ou seja, como primeira estimativa vamos admitir a instalação de 5 estações de compressão entre as duas cidades extremos. Para tanto, o consumo total esperado de gás das ECOMPs será $5 \times 46.000 = 230.000 \text{ Nm}^3/\text{d}$. Valor que deve ser adicionado ao consumo das 5 cidades, $7,0 \text{ MMNm}^3/\text{d}$. Portanto, a vazão prevista para a entrada em São Carlos deverá ser (condição padrão)

$$Q_A = (7,0 + 0,230) \times 10^6 = 7,230 \times 10^6 \quad (\text{Nm}^3/\text{d}) \quad \text{Resp.} \quad (11.7.5)$$

C) Diâmetros e Custos

Uma estimativa para o diâmetro que satisfaça aproximadamente o gradiente de pressão em (11.7.2) tem como ponto de partida uma velocidade máxima do gás entre 7 e 10 m/s (nossa estimativa). Escolhendo 8 m/s para o ponto de velocidade mais alta (pressão mais baixa), de (8.34) do texto

$$V(x) = \frac{ZT}{p} \left(\frac{p}{ZT} \right)^{std} \frac{Q^{std}}{A} \quad (11.7.6)$$

ou, para a área no segmento inicial (São Carlos)

$$A = \frac{ZT}{p} \left(\frac{p}{ZT} \right)^{std} \frac{Q^{std}}{V} = \frac{0,89 \times 299}{55,5 \times 10^5} \left(\frac{1 \times 10^5}{273} \right) \frac{(7,230 \times 10^6) / 86400}{8} = 0,1837 \text{ m}^2 \quad (11.7.7)$$

correspondente ao diâmetro de 0,4908 m (duto NPS 20" tem diâmetro interno de 0,4969 m). Para o segmento final (Goiania-Brasília)

$$A = \frac{ZT}{p} \left(\frac{p}{ZT} \right)^{std} \frac{Q^{std}}{V} = \frac{0,80 \times 299}{55,5 \times 10^5} \left(\frac{1 \times 10^5}{273} \right) \frac{(4,50 \times 10^6) / 86400}{8} = 0,1019 \text{ m}^2 \quad (11.7.8)$$

correspondente ao diâmetro de 0,3656 m (duto NPS 18" tem diâmetro interno de 0,4382 m).

Desta forma, como primeira estimativa, adotaremos os diâmetros sugeridos na Tabela 3. Custos baseados em US\$80,00/m-pol.

Tabela 3- Diâmetros, distâncias e custos dos segmentos

Segmento	Diâmetro	Distância (km)	Custo (US\$)
AE (São Carlos-Goiania)	NPS20 (496,9 mm)	685	1.096,0x10 ⁶
EF (Goiania-Brasília)	NPS18 (438,2 mm)	210	302,4x10 ⁶
Total		895	1.398,4x10 ⁶

D) Localização das ECOMPs

Primeira estimativa para a localização das ECOMPs é obtido a partir das equações Q vs ΔP entre ECOMPs. Portanto, para o modelo Teórico, de (8.42),

$$p_1^2 - p_2^2 = Grav + K_T^* \Delta L Q_{std}^2 \quad (11.7.9)$$

$$Grav = 2 \lambda_g g (z_2 - z_1) \left(\frac{p_m}{R_{ar} Z_m T_m} \right)^2 \quad e \quad K_T^* = \frac{\lambda_g Z_m T_m}{\frac{1}{f} \left[13,305 \eta \frac{T^{std}}{p^{std}} D^{5/2} \right]^2}$$

conhecidos os outros parâmetros

$$\Delta L = \frac{(p_1^2 - p_2^2) - Grav}{K_T^* Q_{std}^2} \quad (11.7.10)$$

onde p_1 e p_2 são as pressões de descarga e sucção e Q_{std} a vazão na linha. Observe-se ainda que se entre duas ECOMPs sucessivas houver algum ponto de entrega (saída de gás), este processo deve ser realizado em duas etapas: a primeira entre a ECOMP anterior e o ponto de entrega em questão. Desta forma calcula-se a pressão no ponto de entrega (será superior à pressão de sucção da próxima ECOMP). Obtida esta pressão determina-se então a distância deste ponto até a sucção da ECOMP seguinte, a jusante. A distância entre as duas será a soma dos dois valores assim obtidos.

E) Efeito da eficiência sobre o cálculo da vazão

O parâmetro eficiência η utilizado na equação (8.41) tem a ver com incertezas que o projetista encontra na estimativa da vazão a partir dos diversos parâmetros da equação. Para evitar surpresas de sub-dimensionamento que resultem para a vazão valores inferiores àqueles desejados (projetados), o parâmetro é sempre inferior à unidade. Quanto mais distante de 1,0, maior a incerteza.

No processo de dimensionamento utilizado na equação (11.7.9) está claro que a introdução do fator η tem efeito direto em superestimar a vazão de projeto para um valor efetivo $Q_{efe} = Q_{std}/\eta$, superior, portanto, ao valor esperado Q_{std} . No presente estudo o resultado esperado pode ser duplo: a) a queda de pressão entre dois pontos de interesse (duas ECOMPs próximas, por exemplo) precisa ter um tolerância para mais (na queda de pressão) que garanta a vazão desejada, ou; b) a distância calculada entre as ECOMPs, ΔL na Eq. (11.7.10), deve ser conservadora (inferior daquela calculada para uma eficiência unitária). Qualquer das opções tem por objetivo diminuir as incertezas para as vazões.

F) Pressão ao longo da linha

De (11.7.9) obtém-se a pressão $p_2(x)$ em qualquer ponto δL distante de p_1

$$p_2^2 = P_1^2 - (Grav + K_T^* \delta L Q_{std}^2) \quad (11.7.11)$$

G) Velocidade no duto

$$V(x) = V(p, T) = \frac{ZT}{p} \left(\frac{p}{ZT} \right)^{std} \frac{Q_{std}}{A} \quad (11.7.12)$$

H) Velocidade de erosão

$$V_{ers} = \frac{120}{\sqrt{\rho}} = \frac{120}{\sqrt{p/ZRT}} \quad (11.7.13)$$

I) Resultados

Os seguintes dados foram obtidos por cálculo computacional a partir das fórmulas acima.

Cidade	ECOMP	Dist Orig km	Flow kNm ³ /d	P _{Suc} bar-rel	P _{Des} bar-rel	Dia Pol	Vel _{Suc} m/s	Vel _{Eros} m/s	dp/dx kPa/km
Sao Carlos	---	0,	7230,	---	90,	20,	---	---	---
Sao Carlos	0	140,	7184,	60,04	90,	20,	6,26	13,17	20,7
Sao Carlos	1	275,	7184,	61,31	90,	20,	6,09	13,03	21,3
Uberlandia	2	425,	7038,	57,94	90,	20,	6,30	13,39	20,0
Itumbiara	3	590,	6742,	57,74	83,	20,	6,06	13,41	18,8
Goiania	4	775,	6646,	68,20	78,	20,	8,05	13,73	17,4
Redutor	---	890,	4500,	64,64	35,	18,	6,36	12,21	15,6
Brasilia	---	895,	4500,	35,00	35,	18,	---	---	---

A Fig. 11.7.1 mostra a distribuição da pressão ao longo do gasoduto, com destaque para a localização das cinco estações de compressão EC0 a EC4. Note-se uma inflexão no gradiente de pressão a jusante de Goiania devido à redução marcante na vazão de gás após Goiania, de 7 MMm³/d para 4,5 MMm³/d.

A Fig. 11.7.2 Indica dois estágios de proposta para posicionamento das estações de compressão. A primeira, Fig 1 (a), baseada simplesmente na variação das pressões de sucção e descarga sugeridas originalmente, 55 e 90 bar, aproximadamente. Como se pode observar, os resultados não são convenientes, basicamente devido à grande variação na distribuição de distâncias entre as cidades. Com base nessa primeira tentativa uma redistribuição na localização das estações sugere algo conforme mostrado na opção (b). Aqui as pressões de descarga das duas últimas estações foram progressivamente reduzidas para melhor se adaptar à pressão de entrada no redutor de pressão em Brasília. Uma posterior análise mais criteriosa levará para uma configuração ainda melhor, não só na distribuição, como na definição da capacidade das estações.

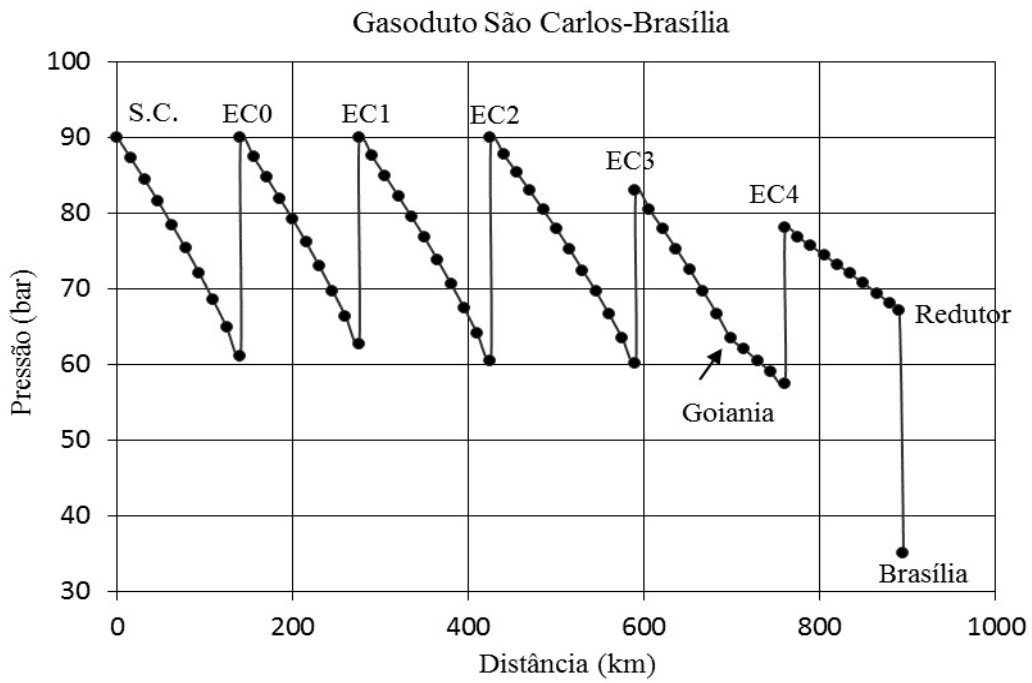


Fig. 11.7.1 - Distribuição de pressão ao longo do gasoduto, Localização das ECOMPs em destaque.

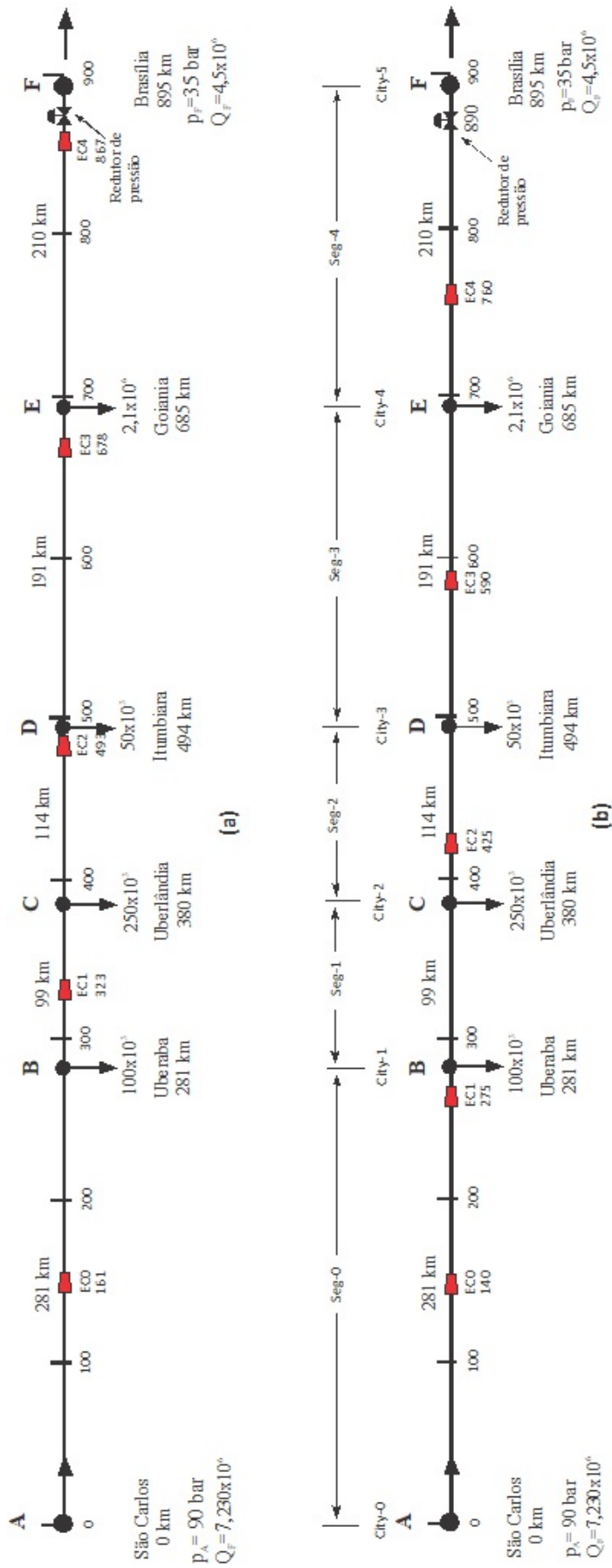


Fig 11.7.2- Propostas para o sistema. a) Inicial: ECOMPs distribuídas com dados iniciais baseados nas pressões de descarga e de sucção; b) Primeira tentativa para o posicionamento das ECOMPs, baseado numa distribuição melhor para as pressões.

11.8 Uma Breve Análise do Escoamento no GASBOL

Introdução

Neste estudo consideramos algumas condições do escoamento no gasoduto Brasil-Bolívia. Em particular a determinação da velocidade do gás num trecho entre duas estações de compressão hipotéticas para diâmetro nominal de 32 polegadas (31,09 interno) e vazão de 30,5 milhões de metros cúbicos normais por dia, Tabela-1.

A composição molar do gás de entrada na Bolívia está indicado na Tabela 2⁶. Dados relevantes para nossos cálculos são o estabelecimento da temperatura crítica, pressão crítica e da massa molecular. Esses parâmetros permitem calcular o fator de compressibilidade do gás $Z(p,T)$ conforme o modelo de Yarborough-Hall, mostrado em §B.4, Apêndice B.

Um programa de computador foi escrito para calcular as variáveis nesta análise.

Tabela 1 - Dados de Entrada

Variável	Valor	Unidade
Vazão	30,5	MMm ³ /d
Diâmetro interno	789,67	mm
Extensão do segmento	200	km
Pressão de entrada	100	bar (rel)
Pressão de saída	60 a 70	bar (rel)
Temperatura de entrada	35	°C
Temperatura de saída	23	°C
Pressão crítica	4,607	MPa
Temperatura crítica	203,06	Kelvin
Massa molecular	18,171	kg/kmol

Note-se que a extensão entre as estações de compressão é aqui totalmente arbitrária. As temperaturas sugeridas são igualmente arbitrárias, tendo pouco efeito na solução. A temperatura sugerida para a entrada da seção, presumivelmente à jusante de uma ECOMP, é um valor estimado a alguma distância da entrada. O valor de saída, a montante de outra ECOMP, deve refletir um valor próximo da temperatura média do gás no duto. Atribuindo valores pouco maiores ou menores encontramos pequenos efeitos nas velocidades e outros parâmetros.

⁶ G.S. Trovão, "Propostas de Ampliação da Malha de Transporte de Gás Natural", PUC-Rio, Monografia de Engenharia de Dutos, Out. 2009.

Tabela 2 - Composição do Gás

Componente	Fração molar (y)	P _c MPa	y _i P _{ci}	T _c K	y _i T _{ci}	m _{ci} Mol	y _i m _{ci}
Metano	0,8913	4,60	4,1000	190,4	169,704	16,040	14,296
Etano	0,0651	4,88	0,3177	305,4	19,882	30,070	1,958
Propano	0,0162	4,25	0,0689	369,8	5,991	44,097	0,714
I-Butano	0,0021	3,65	0,0077	408,0	0,857	58,124	0,122
N-Butano	0,0036	3,80	0,0137	425,0	1,530	58,124	0,209
I-Pentano	0,0011	3,39	0,0037	460,0	0,506	72,151	0,079
N-Pentano	0,0009	3,37	0,0030	469,7	0,423	72,151	0,065
Hexano	0,0010	3,01	0,0030	507,5	0,508	86,178	0,086
Nitrogênio	0,0114	3,39	0,0386	126,2	1,439	28,016	0,319
CO ₂	0,0073	7,38	0,0539	304,1	2,220	44,010	0,321
Total	1,0000		4,6102		203,057		18,171

1) Variáveis Calculadas

As variáveis em jogo foram calculadas a partir de conceitos e expressões analisados nos capítulos 7 e 8. A Eq. (11.8.1a), por exemplo, está mostrada na Eq. (8.46). Assim tem-se

$$\frac{p(x)}{P_{ent}} = \sqrt{1 - \left[1 - \left(\frac{P_{end}}{P_{ent}}\right)^2\right] \frac{x}{L}}$$

$$T(x) = T_{ent} + (T_{end} - T_{ent}) \frac{x}{L}$$

$$\rho = \frac{p}{ZR_g T} \tag{11.8.1}$$

$$V_{ers} = \frac{120}{\sqrt{\rho}} = \frac{120}{\sqrt{p/ZRT}}$$

$$V(x) = V(p, T) = \frac{ZT}{p} \left(\frac{p}{ZT}\right)^{std} \frac{Q^{std}}{A}$$

2) Resultados

Para pressão de saída de 60 bar os resultados estão indicados na Tabela 3. Uma pressão relativamente baixa no final induz velocidade em torno de 10m/s. Note que a razão da velocidade do gás para a velocidade de erosão neste caso varia entre 0.50 e 0.6, aproximadamente.

Admitindo uma pressão de saída de 70 bar, valor talvez mais próximo do utilizado pela TBG, o resultado na Tabela 4 indica velocidade máxima um pouco menor, entre 8.5 e 9.0 m/s.

Tabela 3 - Pressão de entrada 100 bar, pressão final 60 bar

Pos km	T °C	P bar	Z --	ρ kg/m ³	V _g m/s	V _{er} m/s	V _g /V _{er} --
0	35,0	0100,	0,817	87,7	6,2	12,8	0,48
20,	33,8	096,7	0,818	85,0	6,4	13,0	0,49
40,	32,6	093,4	0,820	82,2	6,6	13,2	0,50
60,	31,4	89,9	0,822	79,3	6,9	13,5	0,51
80,	30,2	86,2	0,825	76,2	7,1	13,8	0,52
100,	29,0	82,4	0,829	72,8	7,5	14,1	0,53
120,	27,8	78,5	0,833	69,3	7,9	14,1	0,54
140,	26,6	74,3	0,837	65,5	8,3	14,8	0,56
160,	25,4	69,8	0,843	61,5	8,8	15,3	0,58
180,	24,2	65,1	0,850	57,1	9,5	15,9	0,60
200,	23,0	60,0	0,858	52,4	10,4	16,6	0,63

Tabela 4 - Pressão de entrada 100 bar, pressão final 70 bar

Pos km	T °C	P bar	Z --	ρ kg/m ³	V _g m/s	V _{er} m/s	V _g /V _{er} --
0,	35,0	100,	0,817	87,7	6,2	12,8	0,48
20,	33,8	97,4	0,818	85,7	6,4	13,0	0,49
40,	32,6	94,8	0,818	83,6	6,5	13,1	0,50
60,	31,4	92,0	0,819	81,5	6,7	13,3	0,50
80,	30,2	89,2	0,821	79,2	6,9	13,5	0,51
100,	29,0	86,3	0,822	76,8	7,1	13,7	0,52
120,	27,8	83,3	0,824	74,3	7,3	13,9	0,53
140,	26,6	80,2	0,827	71,6	7,6	14,2	0,54
160,	25,4	76,9	0,830	68,7	7,9	14,5	0,55
180,	24,2	73,5	0,834	65,7	8,3	14,8	0,56
200,	23,0	70,0	0,838	62,5	8,7	15,1	0,57

Gráficos para a distribuição de pressão e velocidade do gás para essas duas condições estão mostrados nas Figs (11.8.1) e (11.8.2).

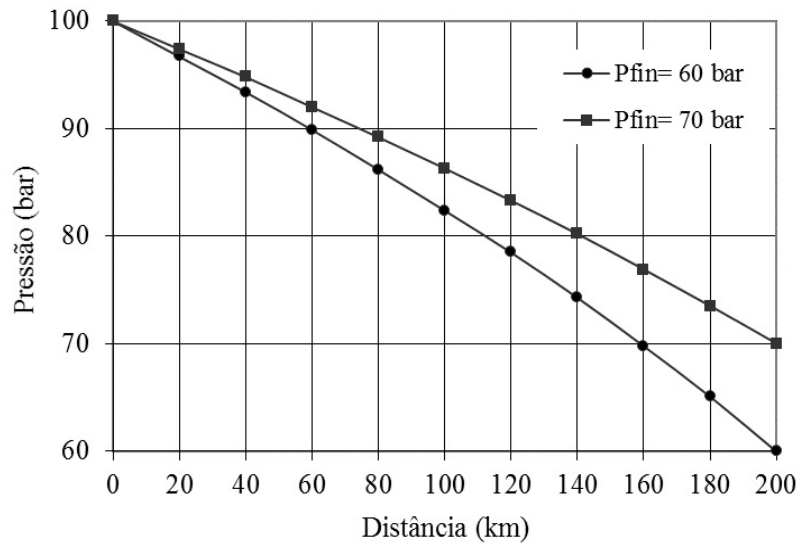


Fig. 11.8.1 - Distribuição de pressão ao longo do gasoduto, GASBOL

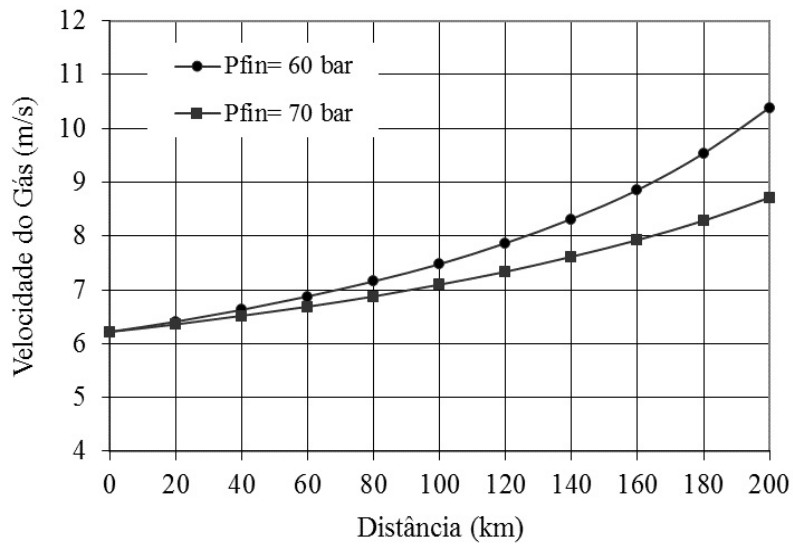


Fig. 11.8.2 - Distribuição de velocidade do gás ao longo do gasoduto, GASBOL