

## Envoltórias Probabilísticas de Estanqueidade de Conexões de Revestimento

**J. C. M. Uribe** [juanmant.lla@usp.br](mailto:juanmant.lla@usp.br) , **A. T. Beck** [atbeck@sc.usp.br](mailto:atbeck@sc.usp.br)

Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos,  
Universidade de São Paulo. Av. Trabalhador São-carlense 400, São Carlos, SP, Brasil.

### Resumo

O projeto probabilístico de poço é uma tendência mundial, que visa reduzir margens de projeto e viabilizar poços ultra profundos, com riscos controlados. A confiabilidade do projeto de poço só pode ser abordada integralmente contando com os diferentes modos de falha dos componentes estruturais: tubos e conexões. Propriedades estatísticas de resistência dos tubos de revestimento foram amplamente estudadas, e já estão disponíveis em normas técnicas. No entanto, a literatura sobre as propriedades estatísticas da resistência de conexões é insuficiente. Neste trabalho, propõe-se um procedimento para estimar as propriedades estatísticas da resistência ao vazamento, através da construção de envoltórias probabilísticas de estanqueidade. A estanqueidade é avaliada sobre modelos em elementos finitos axissimétricos, mediante critérios que caracterizam o vazamento em função das pressões de contato na rosca. O procedimento é aplicado para avaliar a aleatoriedade da resistência ao vazamento de uma conexão *API 8 Round 5 1/2 J55 14lb/ft LTC*. Concretamente, a aleatoriedade na resistência é avaliada considerando as tolerâncias de manufatura dadas pelas especificações técnicas API. Os resultados obtidos, permitem a inclusão do modo de falha por vazamento de conexões, na avaliação da confiabilidade estrutural do poço, viabilizando o projeto probabilístico de poço. A metodologia desenvolvida é exclusivamente numérica, mas pode ser facilmente complementada com testes, quando disponíveis.

### 1 Introdução

Falhas no revestimento de poço podem causar grandes perdas econômicas e ambientais. Dada a crescente tendência de explorações ultra profundas e em condições desafiantes de carga, é imperativa a quantificação da segurança do poço. Atualmente, existe uma tendência para o projeto de revestimento de poços baseado em confiabilidade, particularmente sobre condições de alta pressão e temperatura [1–3]. Adicionalmente, as regulações modernas para exploração de óleo e gás no ambiente marinho exigem análise quantitativa de risco das instalações [4]. Abordagens de projeto de poço baseados em confiabilidade, envolvem o cálculo da probabilidade de falha dos modos de falha dos componentes estruturais do revestimento: tubos e conexões.

Modelos probabilísticos de rompimento de tubos e resistências de colapso tem sido estudadas [5–9]. Adicionalmente, análises probabilísticas de falha por plastificação e flambagem no tubo tem sido feitas [10]. No entanto, modelos probabilísticos para determinar a confiabilidade de conexões são escassos. As especificações API não abordam a quantificação estatística da resistência ao vazamento de forma explícita, e inclusive desprezam a força axial para o cálculo da resistência ao vazamento nominal, mesmo que inúmeros estudos tenham demonstrado sua influência. Valigura e Tallin [12] apresentam modelos simplificados, adotados pela Shell, para estimar a probabilidade de falha ao vazamento em função de erros de fabricação e inspeção durante testes experimentais, e defeitos aleatórios não detectados na inspeção e manuseio dos componentes. No entanto, a estimação da probabilidade de vazamento encaixa-se numa abordagem qualitativa e está longe de ser função explícita do comportamento estrutural da conexão e das variáveis aleatórias de manufatura envolvidas. Desta forma, a confiabilidade de poço não pode ser estimada, devido à falta da descrição estatística da resistência das conexões.

Em particular, o modo de falha por vazamento de conexões é de grande interesse, pois constitui uma falha de serviço, ou quebra da integridade funcional da coluna de revestimento. Geralmente, a idoneidade das conexões ao vazamento é qualificada por meios de testes que seguem uma envoltória de resistência nominal, dada pelo fabricante. Porém, testes são caros e demandam muitos recursos. Neste contexto, os modelos em elementos finitos auxiliam na avaliação do comportamento estrutural de conexões.

O objetivo deste trabalho é propor um método para avaliar a aleatoriedade da resistência ao vazamento de conexões arredondadas *API 8 Round* através da análise de modelos axissimétricos em elementos finitos. A

aleatoriedade será quantificada através de envoltórias probabilísticas de estanqueidade. O caso de estudo é uma conexão *API 8 Round 5 1/2 J55 14 lb/ft LTC*, porém o procedimento pode ser estendido para diferentes diâmetros e grau de aço. Os resultados obtidos permitem incluir o modo de falha por vazamento nas análises de confiabilidade de poço.

## 2 Descrição do trabalho realizado

### 2.1. Modelo numérico axissimétrico

Modelos axissimétricos tem sido usados na literatura referente à análise estrutural de conexões de revestimento, fornecendo resultados coerentes com testes e situações de serviço. A Figura 1 mostra o modelo mecânico da conexão. Considera-se axissimetria com respeito ao eixo longitudinal. Além disso, considera-se a condição de simetria no meio do acoplamento. O torque de aperto é simulado a partir da interferência entre as peças, produto dos giros de aperto [13]. O torque de aperto recomendado para a conexão *API 8 Round 5 1/2" J55 14 ft/lb* é gerado por três giros de aperto desde a posição de aperto manual [14]. A força axial é aplicada através de uma pressão no extremo livre do revestimento, que simula a tensão na seção transversal do tubo.

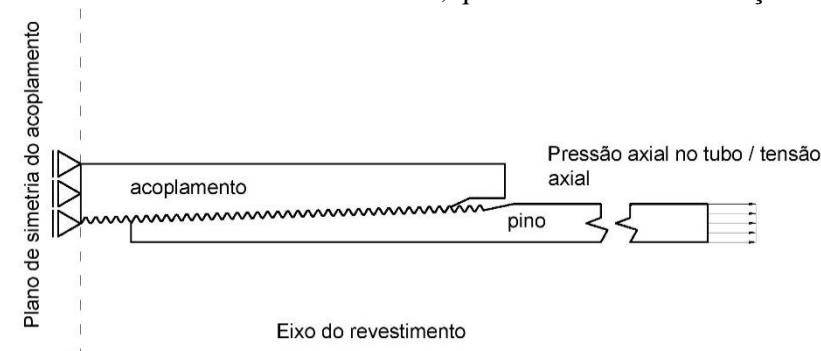


Figura 1- Modelo mecânico

A conexão é modelada em elementos finitos no software Abaqus [15]. Considera-se análise estática e não linear física e geométrica. A não linearidade física decorre do comportamento plástico do material; a não linearidade geométrica corresponde ao problema de contato, que permite representar deslizamentos finitos e separação entre as superfícies de contato na rosca [16]. Um modelo constitutivo elasto-plástico define o comportamento material. O comportamento elástico é dado pelo módulo de Young de 207 GPa, e pela relação de Poisson de 0.29. O critério de falha de Von Mises é escolhido para controlar o comportamento plástico do aço. Ademais, considera-se endurecimento isotrópico do material, definido pela relação entre deformações plásticas e tensão verdadeira do material J55 mostrada na Figura 2 [17].

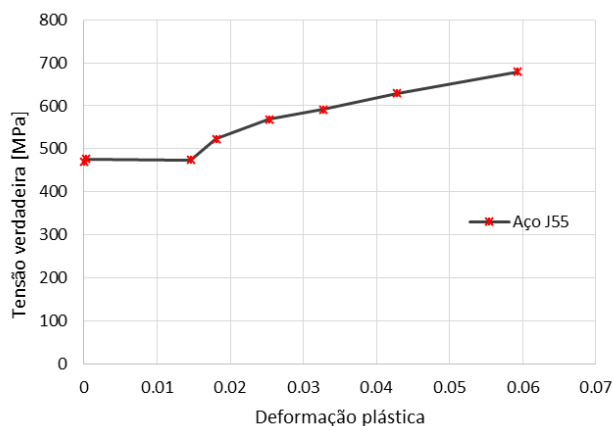


Figura 2- Relação de tensão verdadeira e deformação plástica, aço J55.

O contato na rosca é definido por meio de superfícies escravas e mestres. Na direção normal às superfícies, é restringida a adesão e a penetração. Já na direção tangencial às superfícies em contato, adota-se o modelo de fricção linear de coulomb para modelar o atrito no deslizamento. O coeficiente de fricção adotado

é de 0.02 [18]. O método de penalidade impõe as restrições do contato na solução numérica. O modelo é discretizado em elementos finitos axissimétricos quadrilaterais, lineares com integração reduzida (CAX4R) e elementos triangulares de aproximação linear (CAX3). Efeitos *hourglass*, que podem ocorrer pelo uso dos elementos CAX4R, são desprezíveis. Os critérios de modelagem tem sido validados em trabalhos anteriores dos autores [19,20]. A resposta estrutural e o comportamento de pressões na rosca mostra boa coerência respeito às referências disponíveis.

## 2.2. Critérios de vazamento

Para a geração de envoltórias de resistência é necessário contar com critérios para avaliar a estanqueidade sobre modelos em elementos finitos (EF). Nas conexões arredondadas, o mecanismo de contenção da pressão é dado pelo selo metal-metal entre os flancos dos filetes da rosca e o composto selante que preenche os espaços entre as cristas e os vales dos filetes. Em modelos em EF é possível quantificar a pressão no selo metal-metal adotando modelos de contato entre as superfícies dos flancos. Porém, é difícil modelar a ação do composto selante, cujo comportamento depende fortemente da temperatura e do tipo de fluido contido no revestimento [18,21,22].

Quanto a ação das cargas no selo metal-metal, a aplicação do torque de aperto estabelece a pressão inicial na rosca. A carga axial,  $T$ , diminui as pressões nos flancos opostos e aumenta as pressões nos flancos de carga (ver Figura 3). Finalmente, a pressão interna produz um encostamento do pino no acoplamento, aumentando as pressões na rosca.

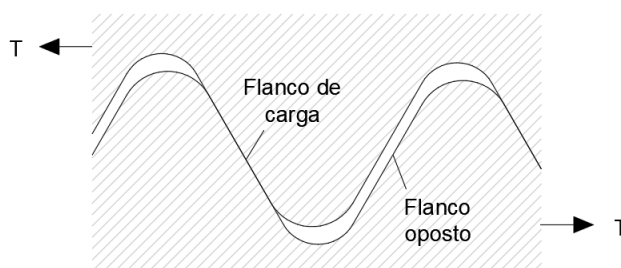


Figura 3-Definição de flancos opostos e flancos de carga.

O comportamento das pressões de contato indica que a deterioração do selo metal-metal é dada pela diminuição das pressões, e possível separação dos flancos opostos pelo efeito da carga axial [23]. A diminuição das pressões nos flancos opostos promove o caminho helicoidal que permite vaziar fluido. Este efeito não é considerado nas atuais normas API, onde a resistência ao vazamento é um valor fixo, influenciado unicamente pelo torque de aperto [24].

Neste trabalho, a estanqueidade é analisada após aplicação da carga axial, por duas razões:

- 1) A pressão do fluido, aplicada como pressão no diâmetro interno nos modelos em elementos finitos axissimétricos, atua a favor da estanqueidade, pois aumenta as pressões de contato na rosca. Assim, a aplicação da pressão interna pode levar à percepção da melhora do selo.
- 2) A análise da estanqueidade no estado de pressões da rosca após a carga axial permite avaliar a pressão interna que ocasiona vazamento. Isto é conservador, pois a pressão interna pode aportar selo na rosca. No entanto, esta consideração é necessária para viabilizar a avaliação da estanqueidade em modelos em EF. Esta avaliação também é favorável para analisar a situação de campo das conexões, onde o peso da coluna de revestimento determina a carga axial suportada pelas conexões e posteriormente ocorre a pressurização do revestimento.

Os critérios para avaliar a resistência ao vazamento dependem de dois parâmetros, as pressões médias de contato nos flancos opostos (PCFO) e o comprimento em contato dos flancos opostos (CCFO). As pressões médias nos flancos opostos são o conjunto de valores discretos de pressão média de contato nos flancos opostos ao longo do comprimento engrenado da rosca. O comprimento em contato dos flancos opostos é o comprimento total dos flancos opostos onde a pressão é maior do que zero<sup>1</sup>.

<sup>1</sup> As pressões nos flancos opostos podem ser de compressão; ou nulas, na separação entre as superfícies. Pressões positivas, neste caso, são pressões de compressão.

O critério relacionado às PCFO assim define a resistência para um determinado valor de carga axial [19,20]:

“A resistência ao vazamento para uma conexão *API 8 Round*, para a carga axial aplicada, é dada pelo valor médio das pressões de contato nos flancos opostos perto ao fim do pino, desconsiderando o valor da pressão de contato no primeiro flanco oposto no fim do pino.”

A desconsideração da pressão de contato no primeiro flanco oposto no fim do pino, obedece à necessidade de evitar efeitos locais ocasionados pela relação entre as variações geométricas do filete, produto do desenvolvimento à sua geometria completa e do plano de axissimetria adotado.

O critério relacionado ao CCFO consiste em:

“Limitar a envoltória de resistência ao valor de carga axial que ocasiona a perda do comprimento em contato dos flancos opostos, isto é, CCFO igual a zero”

A carga axial acima é aquela que ocasiona a separação de todos os flancos opostos engrenados. A busca da carga axial para perda de CCFO deve ser realizada através de controle de deslocamento no extremo livre do revestimento. De modo contrário, instabilidades surgem pela proximidade à configuração de modo de falha por desencaixamento da conexão.

Estes dois critérios permitem construir envoltórias de estanqueidade de forma simples, avaliando o modelo em elementos finitos para distintos valores de carga axial e analisando unicamente as pressões de contato na rosca. A Figura 4 apresenta um esquema do processo de estimação das envoltórias de estanqueidade com o uso dos critérios. Estes critérios foram avaliados sobre uma conexão *API 8 Round 5 1/2 J55 14 lb/ft* em trabalhos prévios [19,20], encontrando boa coerência entre as envoltórias estimadas e resultados de testes de vazamento em referências [25].

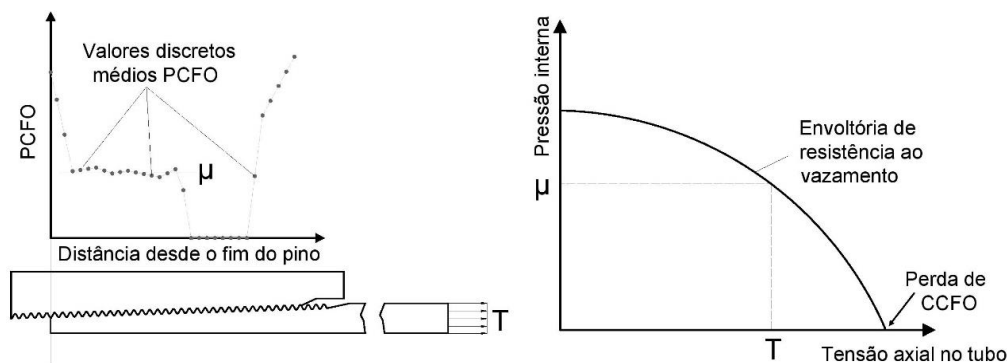


Figura 4- Critérios para estimação das envoltórias de estanqueidade.

### 2.3. Tolerâncias geométricas

Neste trabalho a estimação das envoltórias probabilísticas é dependente das tolerâncias geométricas de fabricação. Na Tabela 1 apresentam-se as geometrias da rosca, do revestimento e as tolerâncias da conexão *API 8 Round 5 1/2 J55 14lb/ft LTC* [26,27].

Parâmetro	Geometria	Valor nominal	Tolerância	
			+	-
W	Diâmetro externo do acoplamento [mm]	153.6700	1.5367	-1.5367
Q	Diâmetro do entalhe do acoplamento [mm]	142.0813	0.7874	0
t	Espessura do revestimento [mm]	6.1976	0	-0.7747
D	Diâmetro externo do revestimento [mm]	139.7000	1.397	-0.6985
PT	Afunilamento do pino	0.0625	0.0052	-0.0026
CT	Afunilamento do acoplamento	0.0625	0.0052	-0.0026
AF	Ângulo do flanco [deg]	60.0000	1.5	-1.5
L4	Comprimento total da rosca [mm]	88.9000	3.175	-3.175
CH	Ângulo do chanfro do pino [deg]	60.0000	5	-5
CA	Ângulo de escareado do acoplamento [deg]	25.0000	5	-5
P	Passo [mm]	3.1750	0.0762	-0.0762

Tabela 1- Variáveis de manufatura e tolerâncias.

### 2.4. Envoltórias probabilísticas de estanqueidade

O procedimento para a obtenção das envoltórias probabilísticas de estanqueidade parte de uma amostra de resistências de vazamento obtida a partir da análise de estanqueidade em função das tolerâncias admissíveis.

O procedimento de obtenção da amostra consiste em mudar a geometria nominal com cada parâmetro para menos e para mais a tolerância. Posteriormente, aplicam-se os critérios que definem a estanqueidade com base nas pressões da rosca. Em total são 21 casos de análise, sendo uma das amostras a estanqueidade correspondente à geometria nominal. Na Figura 5 apresenta-se a amostra de estanqueidade obtida.

Intencionalmente, avalia-se a resistência ao vazamento para valores determinados de carga axial, com finalidade de agrupar os dados e facilitar a manipulação estatística dos mesmos. Porém, observa-se uma grande dispersão de dados na zona de grande carga axial, que impossibilita a manipulação estatística dos dados. Ainda assim, o critério dependente do comprimento em contato dos flancos opostos, permite recuperar uma amostra de resistências sobre o eixo horizontal. Considerando que esta amostra é representativa da resistência na zona de elevada carga axial, desconsideram-se os dados esparsos para o procedimento de obtenção das envoltórias probabilísticas. Assim, a amostra de resistências para a estimação das envoltórias de estanqueidade apresenta-se na Figura 6.

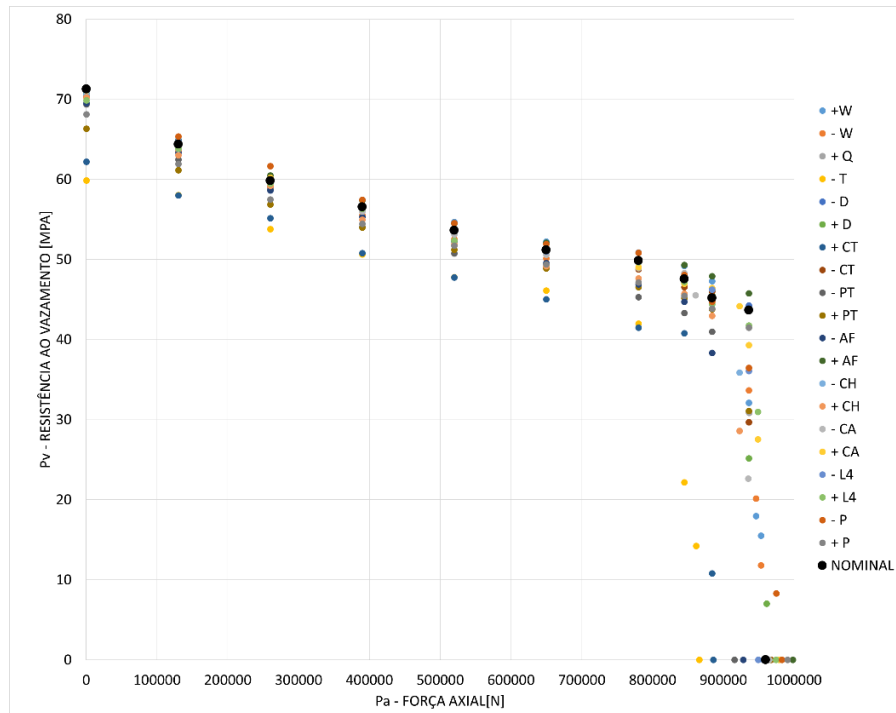


Figura 5- Amostra de estanqueidade.

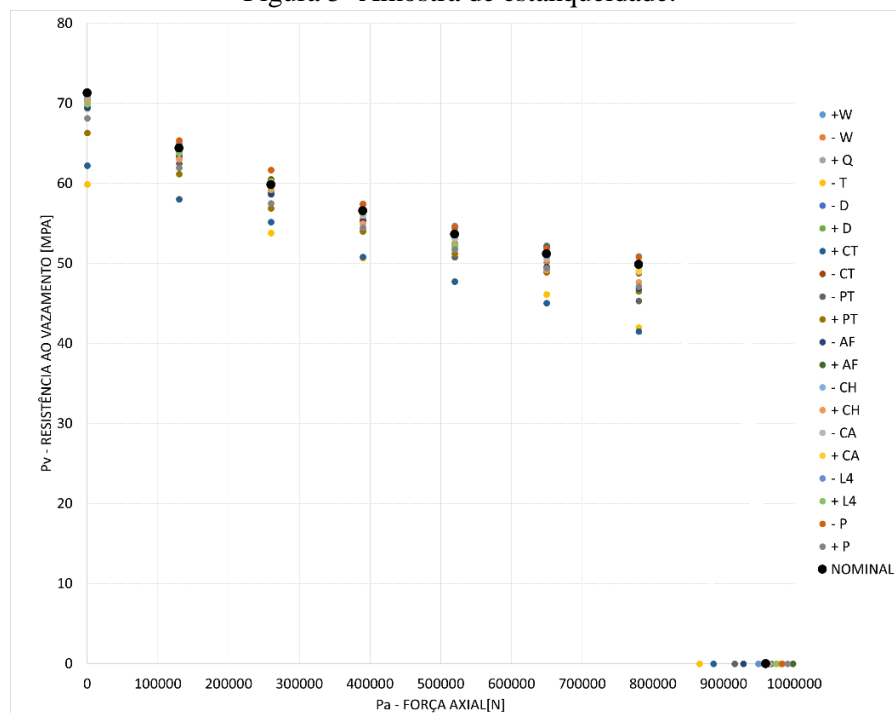


Figura 6- Amostra de estanqueidade sem os pontos esparsos.

Devido à diferença de magnitude entre os dados, recomenda-se adimensionalizar os valores para sua manipulação estatística. Neste caso, opta-se por normalizar os dados de resistência ao vazamento,  $P_v$ , pelo valor de pressão de vazamento resistente dada pelo API 5C3,  $P_{iL}$ ; e a força axial,  $Pa$ , pelo valor de força axial necessária para ocasionar fratura nos filetes, dado pela especificação API5C3,  $P_j$ . A notação dos dados adimensionais é dada por:

$$P = \frac{P_v}{P_{iL}}; \quad N = \frac{Pa}{P_j}; \quad (1)$$

Na Figura 7 apresenta-se um esquema da notação usada na descrição do procedimento de estimação das envoltórias probabilísticas. Para cada valor fixo de carga axial  $N_k$  ( $k = 1, \dots, K$ ) temos  $m = 21$  medidas de pressão resistente  $P_i$  ( $i = 1, \dots, m$ ). Para pressão interna nula ( $P = \frac{P_v}{P_{iL}} = 0$ ), temos 21 medidas da força axial resistente:  $N_i$  ( $i = 1, \dots, m$ ). Assim, o método proposto para estimar as envoltórias probabilísticas de resistência ao vazamento, consiste nos seguintes passos:

1. Primeiramente são definidas distribuições de probabilidade empíricas de resistência, em termos de  $P$ , para valores  $N_k$  fixos. Para tanto, os valores observados de pressão resistente são ordenados de forma crescente, e as distribuições empíricas  $F_{Pi}$  são definidas por:

$$F_{Pi} = \frac{i}{m}, (i = 1, \dots, m). \quad (2)$$

2. Adicionalmente, define-se a distribuição empírica no eixo horizontal. Esta distribuição define a distribuição de estanqueidade limitada pela perda de comprimento em contato. Os valores observados de força axial resistente são ordenados de forma crescente, e sua distribuição empírica é definida por:

$$F_{Ni} = \frac{i}{m}, (i = 1, \dots, m). \quad (3)$$

3. Posteriormente, ajustam-se funções de distribuição contínuas sobre as funções de distribuição empírica. As distribuições de pressão resistente são  $F_{Pk}$ , ( $k = 1, \dots, K$ ), e a distribuição de força axial resistente, para  $P = 0$ , é  $F_N$ . A função de distribuição de Weibull é usada para ajustar as distribuições empíricas:

$$F(x) = 1 - \exp\left(-\left(\frac{x}{\beta}\right)^\alpha\right) \quad (4)$$

onde  $\beta$  é o fator de escalamento e  $\alpha$  é o fator de forma.

4. Para a construção de uma envoltória probabilística, fixa-se um valor  $pr$  de probabilidade de ocorrência de resistência ao vazamento. Para cada distribuição contínua de pressão resistente, encontra-se o valor  $p_k = F_{Pk}^{-1}(pr)$ , ( $k = 1, \dots, K$ ) correspondente aquele quantil de probabilidade. Da mesma forma, encontra-se o valor de força normal resistente  $n_{K+1} = F_N^{-1}(pr)$  para o quantil  $pr$  e para  $P = 0$ .

5. Para cada probabilidade  $pr$  fixa, uma função de regressão é construída, em termos dos pontos  $(n_k, p_k)$ ,  $k = 1, \dots, K + 1$ . Uma série de funções de regressão é criada variando a probabilidade  $pr$  no intervalo  $(0,1)$ . Os pontos que dão origem às diferentes curvas de regressão são denotados por:  $(n, p)_{kl}$ ,  $k = 1, \dots, K + 1$ ;  $l = 1, \dots, L$ . O resultado do processo é uma envoltória contínua de resistências normalizadas ao vazamento ( $P$ ) para quaisquer valores de força axial normalizada ( $N$ ) e de probabilidade de ocorrência  $pr$ . Um sub-produto são as funções  $P_l(N, pr_l)$ , para  $l = 1, \dots, L$ .

O modelo de regressão escolhido, para ajustar os pontos  $(n_k, p_k)$ ,  $k = 1, \dots, K + 1$ , é:

$$P(N) = a \cdot e^{b \cdot N} + c \cdot e^{d \cdot N} \quad (5)$$

sendo  $\{a, b, c, d\}$  constantes de regressão a determinar.

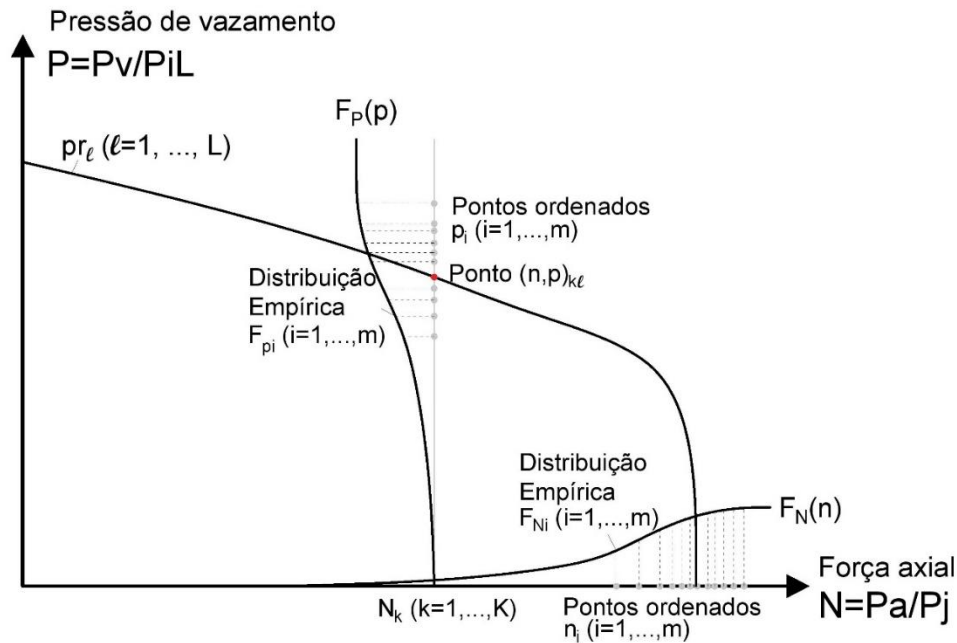


Figura 7- Notação do procedimento de estimação das envoltórias.

### 3 Resultados obtidos

A amostra adimensional é mostrada na Figura 8. A Figura 9 mostra as distribuições empíricas de probabilidade acumulada do conjunto de dados  $N_k$  e  $P=0$ , junto com o ajuste da distribuição de Weibull. Nota-se bom ajuste entre a distribuição empírica e a contínua. No ajuste das distribuições priorizou-se o ajuste da cauda inferior. Na Tabela 2, mostram-se os parâmetros das distribuições para os casos de carga, bem como a estatística  $A^2$  do teste de qualidade de ajuste de Anderson-Darling. Esta estatística é comparada ao valor crítico, para um nível de significância  $\alpha$  de 0.01. A estatística  $A^2$  é menor do que o valor crítico; portanto, as distribuições de Weibull são aceitas para ajustar as distribuições empíricas. Para o caso  $N_k=0$ , visualmente nota-se uma diferença grande entre o ajuste e a distribuição empírica. Porém evita-se a escolha de outra distribuição para assim garantir um melhor comportamento da nuvem de pontos equiprováveis que ajustam-se pelo modelo de regressão (Eq. 5).

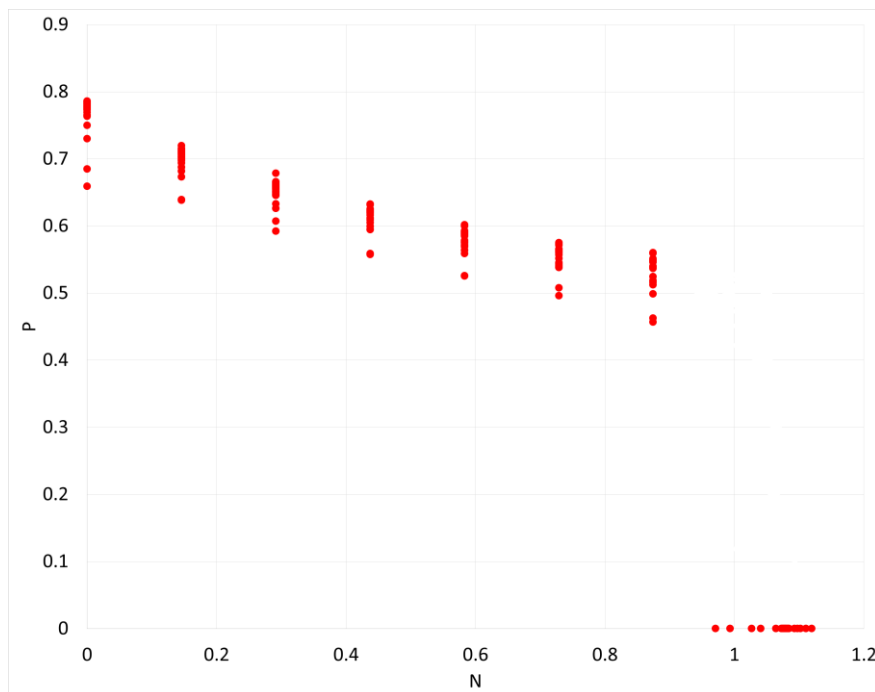


Figura 8- Amostra de estanqueidade adimensional.

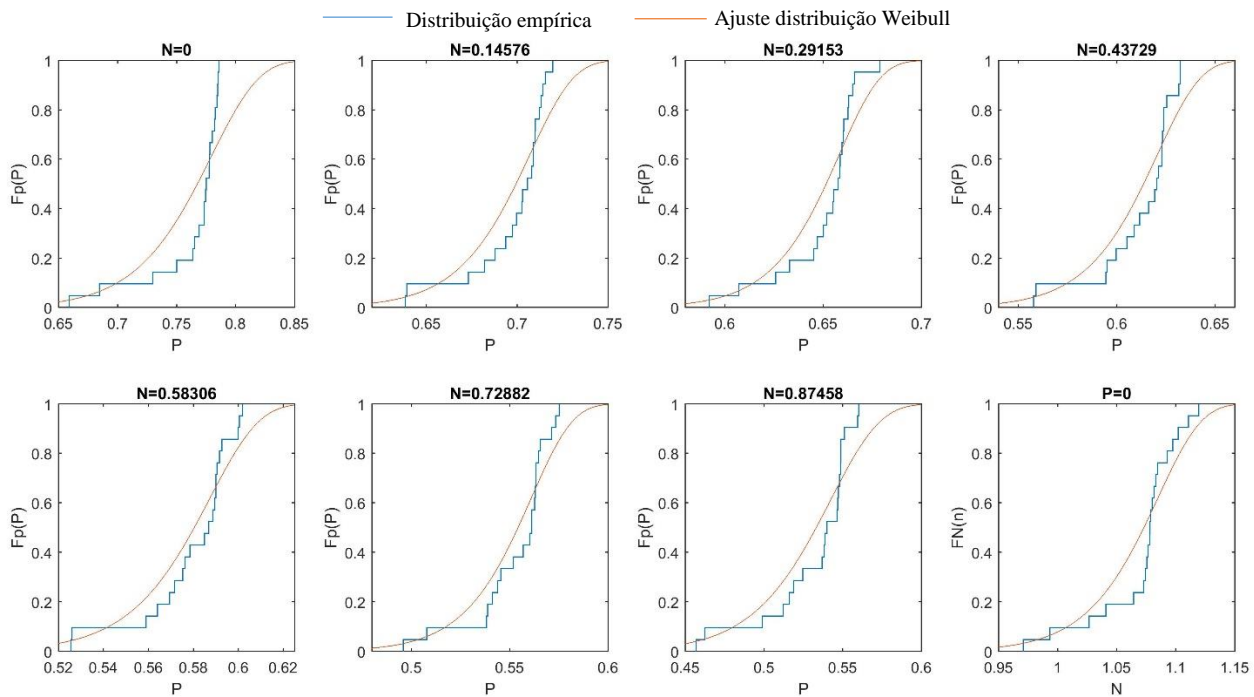


Figura 9- Distribuições empíricas de probabilidade acumulada e ajuste de distribuição de Weibull.

$N_k = Pa_k/P_j$	Parâmetros distribuição Weibull		Parâmetros qualidade do ajuste Anderson-Darling	
	$\alpha$	$\beta$	$A^2$	Valor crítico ( $\alpha=0.01$ )
0	20.305	0.78169	2.8252	3.9074
0.1458	30.243	0.70791	1.5415	3.9074
0.2915	32.346	0.65907	1.337	3.9074
0.4373	29.007	0.62149	1.2568	3.9074
0.5831	27.705	0.58815	1.0052	3.9074
0.7288	27.537	0.56178	1.1111	3.9074
0.8746	18.241	0.54409	1.3702	3.9074
P=0	30.246	1.0862	1.2718	3.9074

Tabela 2- Parâmetros de distribuição de Weibull e de qualidade do ajuste.

As curvas de distribuição empíricas foram obtidas para  $m = 21$  pontos amostrais; portanto, usamos as probabilidades correspondentes para definir os limites de probabilidade:  $pr_1 = \frac{1}{21} \approx 0.05$  e  $pr_7 = \frac{20}{21} \approx 0.95$ . Sete valores são utilizados neste intervalo, de forma que  $pr_l \in \{0.05, 0.2, 0.35, 0.5, 0.65, 0.8, 0.95\}$ ,  $l = 1, \dots, 7$ . Assim, sete equações de regressão (Eq. 5) são encontradas. Para determinar as constantes do modelo de regressão, foi utilizado o método de mínimos quadrados não linear. Para solução do sistema não linear utilizou-se o método *Trust Region*.

A Figura 10 ilustra as sete curvas de regressão, bem como os pontos experimentais correspondentes. A Tabela 3 mostra os parâmetros de qualidade do ajuste. O valor SSE corresponde à soma dos quadrados dos resíduos: valores próximos a 0 indicam que o modelo tem pequena aleatoriedade de erro; portanto, o modelo é bom para prever a resposta. O coeficiente de determinação  $R^2$ , com valores próximos de um, indica que a quase totalidade da variância é contabilizada pelo modelo. O coeficiente  $R^2$  ajustado leva em conta os quatro graus de liberdade do modelo (para quatro incógnitas), sendo uma medida mais objetiva para avaliar o ajuste. Valores próximos de um indicam que o modelo ajusta-se bem aos dados. O valor RMSE estima o desvio padrão da componente do erro do ajuste. Valores próximos de zero indicam que o modelo se ajusta bem aos dados e é útil para prever valores. Em conclusão, o modelo proposto fornece uma boa qualidade de ajuste para previsão da pressão resistente de vazamento em função da força axial ( $P_l(N, pr_l)$ , para  $l = 1, \dots, 7$ ).

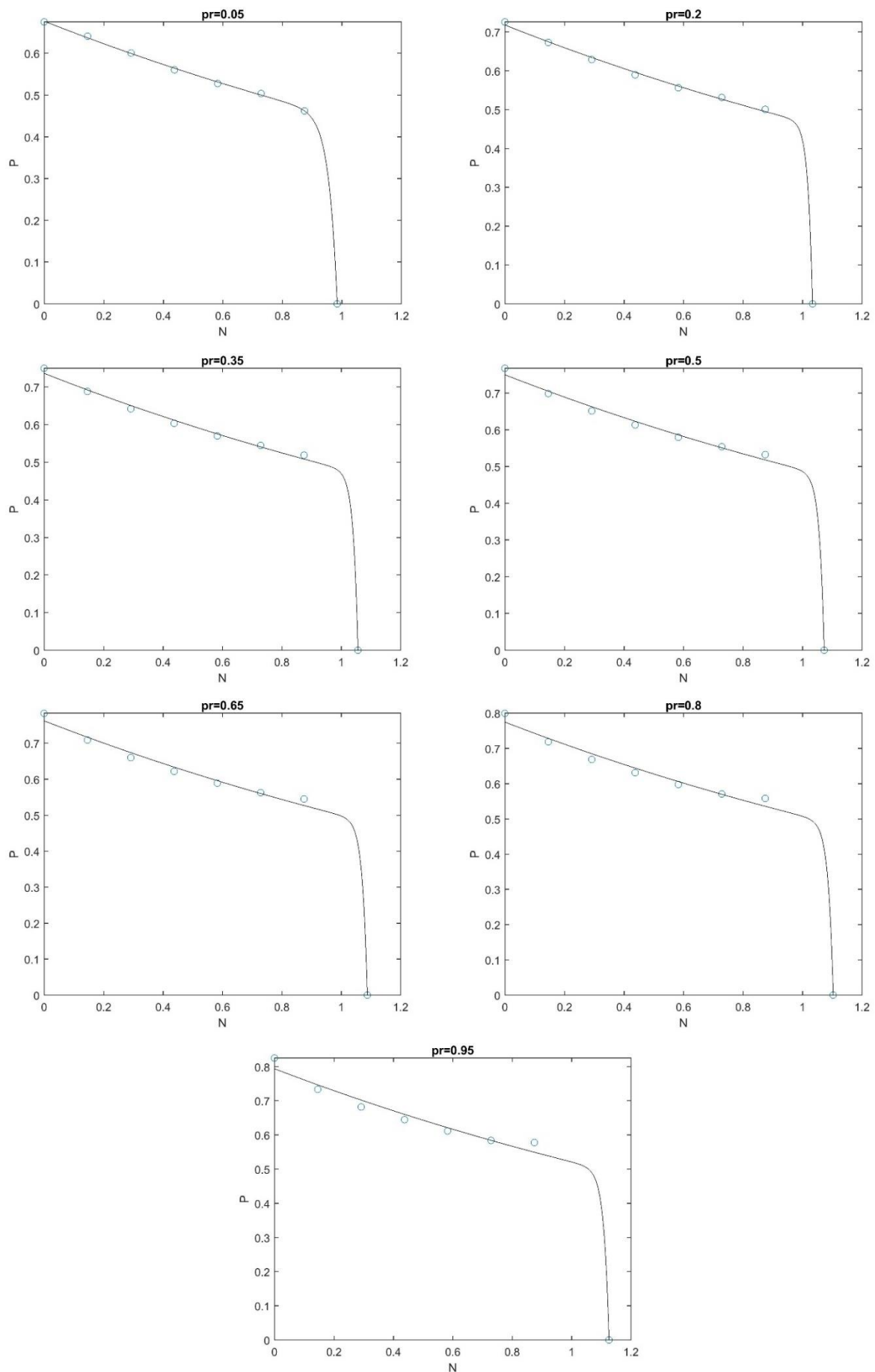


Figura 10- Envoltórias probabilísticas, curvas equiprováveis de regressão.

Pr - Probabilidade de estanqueidade	Coeficientes de modelo				Qualidade do ajuste			
	a	b	c	d	SSE	R <sup>2</sup>	R <sup>2</sup> ajustado	RMSE
0.05	-1.586E-08	12.54	0.5491	-0.1452	0.00006	0.9998	0.9996	0.0040
0.2	-2.969E-16	24.12	0.5782	-0.1526	0.00020	0.9994	0.9990	0.0071
0.35	-3.016E-16	23.54	0.5926	-0.1546	0.00050	0.9987	0.9976	0.0112
0.5	-3.050E-16	23.15	0.6032	-0.1555	0.00084	0.9978	0.9962	0.0145
0.65	-3.079E-16	22.82	0.6127	-0.1567	0.00120	0.9969	0.9946	0.0175
0.8	-3.110E-16	22.5	0.6226	-0.1579	0.00170	0.9958	0.9927	0.0208
0.95	-3.155E-16	22.05	0.6372	-0.1597	0.00270	0.9939	0.9893	0.0258

Tabela 3- Coeficientes de modelo e qualidade de ajuste do modelo para probabilidades de estanqueidade.

A Figura 11 ilustra as envoltórias probabilísticas resultantes, para  $pr \in \{0.01, 0.05, 0.5, 0.95, 0.99\}$ , juntamente com o conjunto de pontos amostrais. Verifica-se ainda que, excluindo os dados espalhados na região de grande carga axial, o modelo de regressão consegue envolver toda a amostra no intervalo  $pr \in \{0.01, 0.99\}$ . Verifica-se que apenas 6.3% dos pontos encontram-se fora do intervalo correspondentes a  $pr \in \{0.05, 0.95\}$ . Os pontos fora do intervalo  $pr \in \{0.05, 0.95\}$  são as menores resistências com probabilidade empírica  $1/n = 1/21 = 4.7\%$ . Como o ajuste tende a favorecer a cauda inferior, é coerente que estes pontos estejam fora do intervalo  $pr \in \{0.05, 0.95\}$ . Observa-se ainda que a maioria dos pontos amostrais concentra-se no entorno da função correspondente a  $pr = 0.5$ . Para força axial  $N = 0$ , a densidade de pontos amostrais se afasta de  $pr = 0.5$ . Isto é consequência da qualidade do ajuste da distribuição de Weibull, que não foi ideal para  $N = 0$ . No entanto, optou-se por dar maior importância à compatibilidade entre as distribuições do que ao ajuste local para  $N = 0$ .

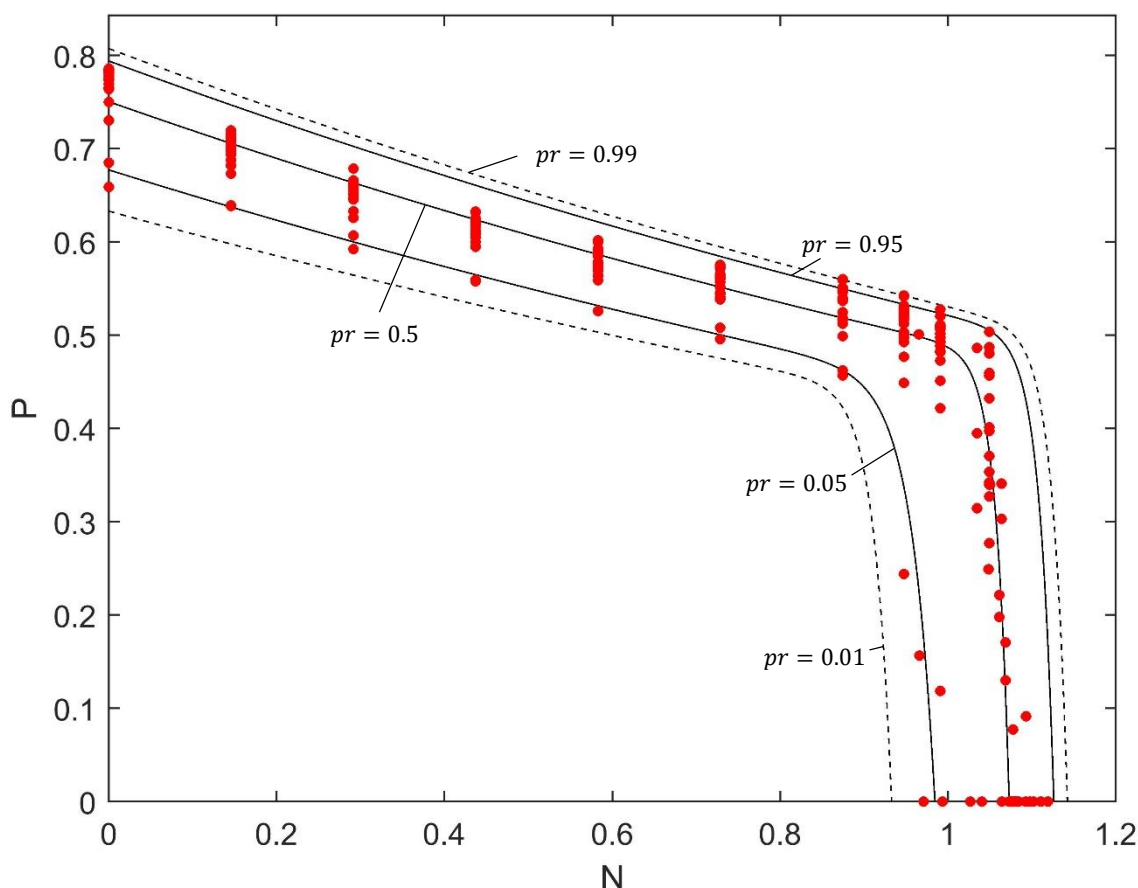


Figura 11- Envoltórias probabilísticas de estanqueidade para  $pr \in \{0.05, 0.5, 0.95\}$  e amostra total de estanqueidade.

## 4 Conclusões

Neste trabalho foi proposto um procedimento para avaliar a aleatoriedade na estanqueidade de conexões *API 8 Round* através da construção de envoltórias probabilísticas de estanqueidade, tendo em conta as tolerâncias geométricas de fabricação. O procedimento descrito baseia-se na avaliação da estanqueidade sobre modelos em elementos finitos axissimétricos através de critérios de análise de pressões de contato na rosca.

Uma amostra de resistência ao vazamento foi estimada a partir das variações para mais e para menos das tolerâncias de manufatura. Notou-se uma grande sensibilidade da estanqueidade nominal respeito às tolerâncias geométricas; fato não abordado pelas especificações técnicas atuais.

Verificou-se que o procedimento descrito para calcular as envoltórias probabilísticas de resistências consegue replicar a aleatoriedade da amostra total de estanqueidade, inclusive tendo desconsiderado a amostra esparsa na zona de carga axial alta. Isto implica que é correto assumir o conjunto de resistências fornecidos pelo critério de perda de comprimento em contato, como representativo da aleatoriedade da estanqueidade na zona de elevada carga axial. Adicionalmente, o resultado implica que as distribuições de Weibull usadas para ajustar as distribuições empíricas, e o modelo exponencial duplo usado no ajuste das resistências equiprováveis, são apropriados para reproduzir a aleatoriedade da amostra total de resistências.

O procedimento foi aplicado numa conexão *API 8 Round 5½*, mas pode ser estendido a outras configurações geométricas de conexões, tendo em conta os diferentes mecanismos de selo.

As envoltórias probabilísticas de estanqueidade de conexões possibilitam a quantificação da probabilidade de falha por vazamento, mediante análises de confiabilidade estrutural. Em consequência, o conhecimento da probabilidade de falha por vazamento possibilita a realização de análises de risco e otimização de poço, baseados em confiabilidade. Assim, o procedimento descrito é relevante na atual linha de pesquisa em projeto probabilístico de poços.

## Referências

- [1] Adams AJ, Hodgson T. Calibration of Casing / Tubing Design Criteria by Use of Structural Reliability Techniques. SPE Drill Complet 1999;21–7.
- [2] Hinton A. Will Risk Based Casing Design Mean Safer Wells ? Soc Pet Eng Inc 1998.
- [3] Erivwo O, Adeleye O. Narrow margin drilling in deepwater: Solution concepts. Soc Pet Eng - SPE Deep Drill Complet Conf 2012 2012;566–79.
- [4] Skogdalen JE, Vinnem JE. Quantitative risk analysis of oil and gas drilling, using Deepwater Horizon as case study. Reliab Eng Syst Saf 2012;100:58–66.
- [5] Gouveia LP, Junior ETL, Santos JPL, Anjos JLR, Lira WWM. Reliability-Based Study of Well Casing Strength Formulation. 5th Int Conf Comput Methods 2014;1–15.
- [6] Liao H, Guan Z, Long G. Quantitative Risk Assessment on Safety and Reliability of Casing Strength for Oil and Gas Wells. Energy Procedia 2012;17:429–35.
- [7] Long G, Guan ZC, Liao HL. Quantitative Risk Assessment of Oil Well Casing Strings under Non-Uniform External Loadings. Adv Mater Res 2013;785–786:1036–40.
- [8] Zhang XY, Feng J. Reliability Analysis of Wear Casing Internal Pressure Strength. Adv Mater Res 2013;652–654:1362–6.
- [9] Adams AJ, Moore PW, Payne ML. Calibration of Design Collapse Strengths for Quenched and Tempered Pip. SPE Drill Complet 2003;18.
- [10] Chantose P, Gardoni P, Schubert J, Teodoriu C. Structural reliability: Assessing the condition and reliability of casing in compacting reservoirs. Soc Pet Eng - Int Pet Technol Conf 2012, IPTC 2012 2012;1:433–47.
- [11] Schwind BE, Wooley GR. New Findings on Leak Resistance of API 8-Round Connectors. SPE Prod Eng 1989.
- [12] Valigura G, Tallin A. Connections for HPHT Well Applications and Connection Leak Probability. Proc SPE High Press Temp Sour Well Des Appl Technol Work 2005.
- [13] Chen S, Li Q, Zhang Y, An Q. Finite element analysis of tooth load distribution on P-110S conic threaded connections. Int J Press Vessel Pip 2011;88:88–93.
- [14] API. API 5C1: Recommended Practice for Care and Use of Casing and Tubing. Am Pet Inst 1999.
- [15] Dassault Systèmes Simulia. Abaqus Analysis User's Manual V6.14. 2014.

- [16] Dvorkin EN, Toscano RG. Finite element models in the steel industry. *Comput Struct* 2003;81:575–94.
- [17] Morita N, Shiozawa S. Stability Analysis of Casings During Plastic Deformation. *SPE Deep Drill Complet Conf* 2014:10–1.
- [18] Assanelli AP, Xu Q, Benedetto F, Johnson DH, Dvorkin EN. Numerical/Experimental Analysis of an API 8-Round Connection. *J Energy Resour Technol* 1997;119:3–10.
- [19] Uribe JCM. Modelagem numérica e análise de modos de falha de conexões entre tubulares de revestimento de poços. Universidade de São Paulo, 2017.
- [20] Uribe JCM, Carrazedo R, Beck AT. Leakage resistance envelopes of API 8 round casing connections using fe analysis. *Lat Am J Solids Struct* 2019;16.
- [21] Tao G, Xie J. Analytical Evaluation of Casing Connections for Thermal Well Applications. *SPE Heavy Oil Conf* 2013:11–3.
- [22] API. API 5C5: Recommended Practice on Procedures for Testing Casing and Tubing Connections. *Am Pet Inst* 2002;2002.
- [23] Asbill WT, Pattillo PD, Rogers WM. Investigation of API 8 Round Casing Connection Performance-Part III : Sealability and Torque. *Energy Resour Technol* 1984;106:144–52.
- [24] API. API TR 5C3. Technical Report on Equations and Calculations for Casing, Tubing, and Line Pipe Used as Casing or Tubing. *Am Pet Inst* 2008;2007.
- [25] Schwind BE, Chappell JF, Katsounas AT, Services SE. Threaded Connection Limit State Equations for Use in LRFD Tubular Design. *Offshore Technol Conf* 1995;2:1–4.
- [26] API. API 5B : Specification for Threading, Gauging and Thread Inspection of Casing, Tubing, and Line Pipe Threads. *Am Pet Inst* 2008.
- [27] API. API 5CT: Specification for Casing and Tubing. *Am Pet Inst* 2011.