

Rede de Instrumentação para Sensoriamento de Temperatura e Vibração de BCSS

Jose A. Toledo * Luiz F. F. Silva ** Leonardo A. R. Silva **
Edgar C. Furtado ** Tarsis P. Barbosa ** Luis A. Aguirre *

* Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica - Universidade Federal de Minas Gerais - Av. Antônio Carlos 6627, 31270-901, Belo Horizonte, MG, Brasil (e-mails: jatoledojunior@gmail.com, aguirre@ufmg.br)

** Universidade Federal de São João del-Rei - Campus Alto Paraopeba - Rod. MG 443 KM 7, 36420-000, Ouro Branco, MG, Brasil (e-mails: luiz_f96@hotmail.com, leonardo@ufs.ju.br, edgar@ufs.ju.br, tarsisbarbosa@ufs.ju.br)

Abstract: In order to develop control solutions that extend the life of an ESP (Electrical Submersible Pump) and minimize the causes of the temperature increase that promotes permanent damage to the motor, it is necessary to measure and monitor temperature and vibration. This work proposes the structuring of an unprecedented instrumentation network for sensing such physical quantities of an ESP motor, considering the installation restrictions in the oil well and high capacitances coupled to the network bus. To conduct the analysis of capacitances, an analytical model that calculates Maxwell capacitance matrix was developed and compared with a numerical model.

Resumo: Para se desenvolver soluções de controle que prolonguem a vida útil de uma BCSS (Bomba Centrífuga Submersa Submarina) e minimizem as causas do aumento de temperatura que promove dano permanente ao motor, faz-se necessário medir e monitorar temperatura e vibração. Este trabalho propõe a estruturação de uma rede de instrumentação inédita para sensoriamento de tais grandezas físicas, considerando as restrições de instalação no poço de petróleo e as altas capacitâncias acopladas no barramento da rede. Para conduzir a análise das capacitâncias, um modelo analítico que calcula a matriz de capacitância de Maxwell foi desenvolvido e comparado com um modelo numérico.

Keywords: ESP; Petroleum; I2C network; Sensing; Maxwell Capacitance.

Palavras-chaves: BCSS; Petróleo; Rede I2C; Sensoriamento; Capacitância de Maxwell.

1. INTRODUÇÃO

Uma BCSS (Bomba Centrífuga Submersa Submarina) é um equipamento de alto desempenho para exploração de petróleo, sendo responsável por aproximadamente 10% da produção mundial de óleo bruto. Sua eficiência energética é cerca 50%, valor relativamente alto para sistemas que produzem mais de 1.000 bpd (barris por dia), e sua taxa de produção diminui de 30.000 para 2.000 bpd à medida que a profundidade do poço aumenta de 1.000 para 15.000 pés (Takacs, 2009).

Embora a BCSS gere uma ótima receita financeira devido à alta produção de petróleo, os custos de fabricação e instalação são bastante elevados. Consequentemente, aumentar a confiabilidade do equipamento para reduzir o risco de falha prematura é o principal objetivo de empresas do ramo petrolífero (Minette et al., 2016). Contudo, o monitoramento do reservatório de petróleo e do equipamento no fundo do poço ainda não atende completamente a demanda de

exploração exigida pelo mercado e o prolongamento da vida útil da bomba (Miaoxin et al., 2013).

Como a BCSS é instalada dentro ou perto do poço de produção, qualquer intervenção de manutenção envolve um exercício caro e demorado, principalmente em cenários *offshore* de águas profundas (Minette et al., 2016). Os valores dos aluguéis de sondas usadas na troca do motor, aliados ao lucro cessante de parada de produção, causam um significativo impacto no resultado econômico da empresa (Betônico, 2013).

A maioria das falhas do rotor e do estator de um motor de indução são causadas por combinações de estresses de origem térmica, elétrica, mecânica e ambiental. O estresse mecânico pode ocorrer devido à vibração mecânica do motor e ao movimento da bobina de estator, sendo esta última produzida por forças em função das correntes que circulam no estator (Souza, 2017).

Além disso, grandes demandas de produção de petróleo requerem maiores velocidades de rotação da bomba, gerando aumento da temperatura do motor. Caso ultrapasse a máxima temperatura suportada por ele, uma falha prematura

* Este trabalho teve apoio financeiro da Petrobras e foi realizado nos laboratórios do NIPEM/UFESJ.

por superaquecimento implicará em gastos de substituição (Betônico, 2013).

Considera-se que vibrações mecânicas em excesso e retirada de calor insuficiente pelo fluido bombeado são as duas principais causas do aumento de temperatura que promove o dano permanente às primeiras espiras das bobinas de estator do motor de indução da BCSS. Logo, para se desenvolver soluções de controle que minimizem essas causas e prolonguem a vida útil do equipamento, faz-se necessário medir e monitorar temperatura e vibração do motor.

Este trabalho propõe a estruturação de uma rede de instrumentação, até onde se sabe inédita, para sensoramento de temperatura e vibração do motor de uma BCSS. Os sinais dos sensores devem ser enviados para um microcontrolador, localizado dentro de um equipamento de sensoramento multi-parâmetro que está acoplado ao motor inferior da bomba no fundo do poço. A instalação da rede possui como restrição mais preponderante o pequeno espaço disponível entre a carcaça do motor e a parede do poço de petróleo e, consequentemente, a quantidade de fios que podem ser lançados nesse espaço. Além disso, devido ao ambiente possuir problemas de dissipação de calor, será necessário utilizar condutores com possibilidade de operar em temperaturas de pelo menos 150°C.

A organização do artigo é feita da seguinte forma: na Seção 2 é apresentada a estrutura de conexão dos sensores ao barramento da rede e definida a taxa de transmissão de dados necessária para este projeto; na Seção 3 são calculados os valores de resistência e limite de capacitância do barramento; na Seção 4 é desenvolvido um modelo analítico para cálculo das capacitâncias de Maxwell, sendo comparado na Seção 5 o resultado do modelo com a simulação em software de elementos finitos. Por fim, um estudo para as capacitâncias de uma rede estruturada para a BCSS foi realizado na Seção 6 e as conclusões apresentadas na Seção 7.

2. REDES DE SENSORES

A comunicação dos sensores de temperatura e vibração com o microcontrolador ocorrerá por meio de uma rede serial baseada no protocolo I2C (*Inter Integrated Circuit*), que permite a conexão entre dispositivos mestres e escravos com velocidades de comunicação de 100kHz (*Standart Mode*) até 5,0MHz (*Ultra-Fast Mode*) de acordo com (NXP Semiconductors, 2014). Este protocolo é consolidado, disponível em uma vasta coleção de sensores e microcontroladores comerciais e possui barramento a dois fios para a transmissão bidirecional de dados: SCL (*Serial Clock*) e SDA (*Serial Data*).

2.1 Conexão dos Sensores ao Barramento da Rede

A rede de sensores de temperatura é composta por dispositivos TMP117 de 16-bits de resolução e a rede de sensores de vibração possui dispositivos ADXL357 de 8, 16 ou 20-bits de resolução e com medição nos 3 eixos. O hardware implementado no TMP117 permite a conexão de quatro sensores em um mesmo barramento serial a dois fios, enquanto o ADXL357 permite apenas dois. Logo, por mais que a rede I2C suporte conexões com até 127

dispositivos de diferentes endereços físicos, os sensores utilizados limitam a quantidade de equipamentos conectados ao barramento serial a dois fios.

Para superar a limitação de endereçamento físico dos sensores, pode-se utilizar uma estrutura multiplexadora conectada ao terminal SDA do sensor e uma saída digital do microcontrolador para selecionar qual grupo de sensores que será amostrado naquele instante de tempo. Assim, cada fio extra na rede de instrumentação dobrará o número de sensores.

A Figura 1 apresenta a estrutura da rede de sensores de temperatura com um fio extra para mapear os oito dispositivos TMP117. De forma análoga, a utilização do multiplexador na rede de sensores de vibração permitirá o mapeamento de quatro dispositivos ADXL357.

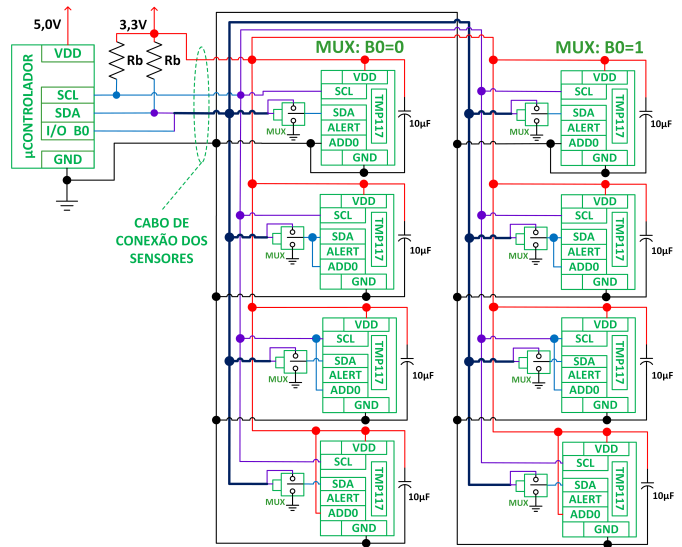


Figura 1. Estrutura da rede de sensores de temperatura para comunicação serial I2C.

2.2 Taxa de Transmissão de Dados

Definido a taxa de amostragem de 1Hz para a rede de sensores de temperatura com 8 dispositivos, será necessária taxa de transmissão de dados de 232bps (bits por segundo), taxa abrangida pelo modo mais lento do protocolo I2C. Essa transmissão será dividida com a rede de sensores de vibração, portanto, o sensoramento de temperatura disponibiliza basicamente toda a capacidade da rede para o sensoramento de vibração.

Stopa (2011) identificou cavitações em componentes de frequência de 420Hz para conjuntos moto-bomba acionados por motores de indução alimentados em 60Hz. Logo será utilizado para os sensores de vibração uma taxa de amostragem máxima de 1680Hz, a fim de respeitar o teorema de Nyquist-Shannon. Considerando 20-bits de resolução e medição nos 3 eixos, para amostrar os 4 sensores na taxa previamente estipulada serão necessários 678,72kbps. Com isso, a velocidade necessária de funcionamento da rede estará dentro da taxa de transmissão de 1,0MHz disponível pelo modo *Fast Mode Plus*.

3. BARRAMENTO SERIAL DA REDE

Uma vez que as transições entre os níveis alto e baixo dos fios SCL e SDA envolvem cargas e descargas de correntes por meio de canais de baixa impedância de transistores com tecnologia CMOS (*Complementary Metal-Oxide-Semiconductor*), tais correntes devem ser limitadas por resistores *pull-up* conectados ao barramento de tensão de alimentação positiva V_b para a proteção adequada dos transistores, como mostra a Figura 2. Além disso, o tempo de transição entre níveis também depende da capacitância do barramento serial. Dessa forma, os cálculos adequados do resistor R_b do barramento e do limite máximo da capacitância C_b são fundamentais para o funcionamento adequado da rede.

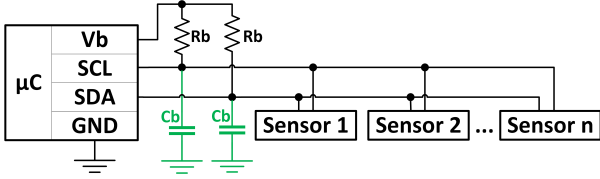


Figura 2. Barramento I2C com resistores de *pull-up* e capacitâncias parasitas nas linhas de sinal.

Arora (2015) cita que um valor pequeno de resistência impede que o terminal conectado a ele opere em nível baixo, sendo

$$R_{b,\min} = \frac{V_b - V_{OL,\max}}{I_{OL}} \quad (1)$$

o valor mínimo desse resistor, em que $V_{OL,\max} = 0,4V$ para $I_{OL} = 3mA$ e $V_b > 2V$, válidos para os modos de transmissão de 100kHz a 1,0MHz.

A dinâmica da tensão do barramento I2C pode ser descrita por um sistema de primeira ordem cuja resposta ao degrau unitário é caracterizada pela constante de tempo $R_b C_b$. Começando em $t = 0s$, a expressão da tensão no tempo é

$$V(t) = V_b \left(1 - e^{-\frac{t}{R_b C_b}} \right).$$

Como os sensores utilizados têm limites de tensão de $V_{LL} \leq 0,3V_b$ e $V_{LH} \geq 0,7V_b$ para detecção de níveis baixo e alto, nessa ordem, e considerando t_{LH} o tempo de transição do nível baixo para o alto e t_{HL} do nível alto para o baixo, as tensões obtidas são, respectivamente:

$$V(t_{LH}) = 0,7V_b = V_b \left(1 - e^{-\frac{t_{LH}}{R_b C_b}} \right), \quad (2)$$

$$V(t_{HL}) = 0,3V_b = V_b \left(1 - e^{-\frac{t_{HL}}{R_b C_b}} \right). \quad (3)$$

Isolando os tempos t_{LH} e t_{HL} em (2) e (3), calcula-se o tempo de subida

$$t_s = t_{LH} - t_{HL} = 0,8473R_b C_b. \quad (4)$$

Considerando o tempo máximo de subida de 120ns para a transmissão *Fast Mode Plus* (Arora, 2015), quanto menor

for o valor de resistência em (4), maior será o valor da capacitância permitida no barramento. Adotando $V_b = 3,3V$, o valor mínimo do resistor *pull-up* em (1) é de $966,67\Omega$, porém, selecionando $R_b = 1,0k\Omega$ como um resistor comercial que atende a essa restrição, a capacitância máxima do barramento para esse modo de transmissão será $C_{b,\max} = 141,63pF$. Nota-se que o valor máximo de capacitância calculado para que a rede I2C tenha funcionamento adequado está abaixo do limite de 520pF apresentado na mesma referência.

Como os fios da rede serão lançados muito próximos uns dos outros e poderão ser longos, há a possibilidade de o valor de capacitância do barramento ser excedido, o que justifica uma análise cuidadosa do sistema de fios da rede I2C. Além disso, pela especificação (NXP Semiconductors, 2014), cada terminal de circuito integrado deve apresentar no máximo 10pF de capacitância. Logo, para cada circuito integrado conectado ao barramento, deve-se considerar o aumento de 10pF na capacitância do barramento serial.

4. MODELO ANALÍTICO PARA CÁLCULO DA MATRIZ DE CAPACITÂNCIA DE MAXWELL

A Figura 3 mostra o lançamento de 2 fios condutores com isolador próximos a um plano conectado ao potencial de referência. É necessário mensurar qual o potencial elétrico nos condutores 1 e 2 devido ao condutor vizinho e ao plano equipotencial, para que se possa encontrar as capacitâncias do barramento e avaliar se elas excedem o máximo permitido pela rede I2C.

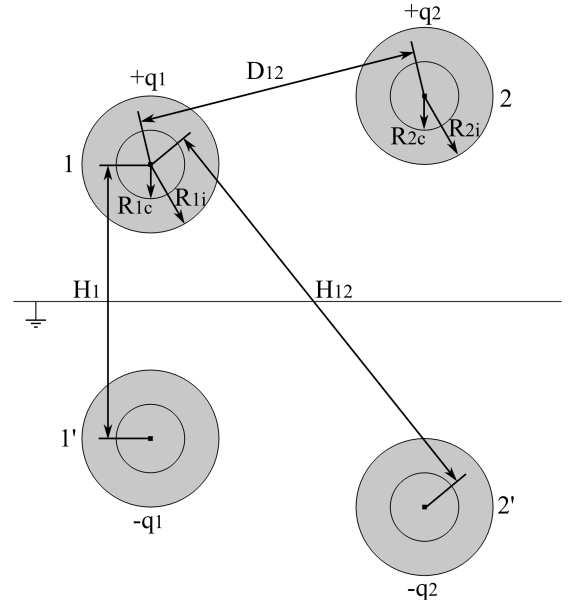


Figura 3. Método das imagens para 2 fios condutores com isolador.

A tensão elétrica entre os pontos a e b , também chamada de ddp (diferença de potencial), devido ao campo elétrico

$$E = \frac{q}{2\pi\epsilon r l}$$

de um condutor cilíndrico, retilíneo e longo, é dada por

$$v_{ab} = v_a - v_b = \int_a^b \mathbf{E} \cdot d\mathbf{r} = \frac{q}{2\pi\epsilon l} \ln\left(\frac{b}{a}\right),$$

em que q é carga total do corpo, ϵ é a permissividade absoluta do material, r é o raio do condutor e l é o comprimento do fio.

O plano equipotencial possui cargas livres que serão induzidas e posicionadas de forma a anular o campo elétrico produzido pelas cargas dos condutores. Modelar analiticamente o arranjo de cargas induzidas no plano é bastante complexo, no entanto o método das imagens torna a resolução do problema consideravelmente mais simples. Essa técnica substitui o arranjo de cargas induzidas por cargas virtuais, sem que haja qualquer modificação eletrostática no meio. Dessa forma, os condutores 1' e 2' de cargas $-q_1$ e $-q_2$, respectivamente, fazem papel das cargas virtuais no método das imagens e também estão representados na Figura 3. Enfatiza-se que, após a consideração das cargas virtuais, a linha que representa o plano equipotencial pode ser desconsiderada sem qualquer dano ao modelo.

Em eletrostática, toda a carga elétrica se encontra na superfície externa do condutor. A tensão v_1 na superfície do condutor 1 em relação à tensão $v_n = 0V$ do plano equipotencial é dada por $v_{1n} = v_1 - v_n = v_1$, sendo v_1 a tensão gerada pelas cargas reais e virtuais. Assim, para encontrar a ddp no condutor 1 basta calcular a parcela de tensão elétrica que as cargas geram nele e realizar a soma delas pelo princípio da sobreposição, ou seja,

$$\begin{aligned} v_1 &= v_{11} + v_{11'} + v_{12} + v_{12'} \\ &= v_{11} + (-v_{1'1}) + (-v_{21}) + (-v_{2'1}). \end{aligned} \quad (5)$$

Com exceção de v_{11} nulo que o condutor 1 gera sobre sua própria superfície, deve-se considerar para o cálculo das outras parcelas de tensão a divisão do espaço em três regiões, cada qual com sua permissividade absoluta, sendo: isolador do primeiro fio, meio entre os fios e isolador do segundo fio. Contudo, a terceira região produz uma análise errônea a ser tratada.

A Figura 4 mostra a análise feita para avaliar a tensão $v_{1'1}$ que o condutor 1' gera na superfície do condutor 1 devido à sua carga $-q_1$. Toda a área A_3 possui o material do isolador, porém somente a pequena área de interseção A_4 realmente tem esse material. Como os cálculos analíticos ficariam muito complexos ou até inviáveis para abordar esse detalhe, A_3 terá o material do meio entre os fios e a integral de caminho ficará separada em apenas duas partes. Assim, a tensão em análise fica

$$v_{1'1} = \frac{-q_1}{2\pi l} \left\{ \frac{1}{\epsilon_i} \ln\left(\frac{R_{1i}}{R_{1c}}\right) + \frac{1}{\epsilon_m} \ln\left(\frac{H_1 - R_{1c}}{R_{1i}}\right) \right\}, \quad (6)$$

em que ϵ_i é a permissividade absoluta do material isolador e ϵ_m é a permissividade absoluta do material do meio.

Da mesma forma, as tensões que os condutores 2 e 2' geram na superfície do condutor 1 devido às suas cargas q_2 e $-q_2$ são dadas, respectivamente, por:

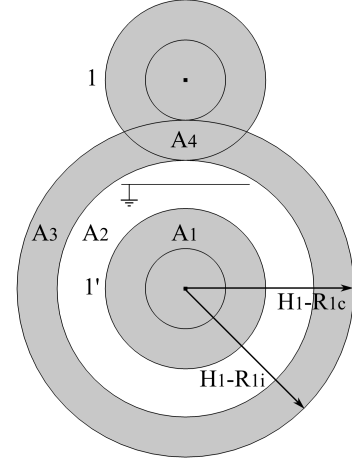


Figura 4. Avaliação de tensão considerando divisão do meio em três partes para o cálculo analítico.

$$v_{21} = \frac{q_2}{2\pi l} \left\{ \frac{1}{\epsilon_i} \ln\left(\frac{R_{2i}}{R_{2c}}\right) + \frac{1}{\epsilon_m} \ln\left(\frac{D_{12} - R_{1c}}{R_{2i}}\right) \right\}, \quad (7)$$

$$v_{2'1} = \frac{-q_2}{2\pi l} \left\{ \frac{1}{\epsilon_i} \ln\left(\frac{R_{2i}}{R_{2c}}\right) + \frac{1}{\epsilon_m} \ln\left(\frac{H_{12} - R_{1c}}{R_{2i}}\right) \right\}. \quad (8)$$

Logo, substituindo (6), (7) e (8) em (5), a diferença de potencial elétrico no condutor 1 fica

$$\begin{aligned} v_1 &= \frac{q_1}{2\pi l} \left\{ \frac{1}{\epsilon_i} \ln\left(\frac{R_{1i}}{R_{1c}}\right) + \frac{1}{\epsilon_m} \ln\left(\frac{H_1 - R_{1c}}{R_{1i}}\right) \right\} + \\ &+ \frac{q_2}{2\pi l} \left\{ \frac{1}{\epsilon_m} \ln\left(\frac{H_{12} - R_{1c}}{D_{12} - R_{1c}}\right) \right\}. \end{aligned} \quad (9)$$

Seguindo o mesmo raciocínio para a ddp no condutor 2, obtém-se

$$\begin{aligned} v_2 &= \frac{q_1}{2\pi l} \left\{ \frac{1}{\epsilon_m} \ln\left(\frac{H_{21} - R_{2c}}{D_{21} - R_{2c}}\right) \right\} + \\ &+ \frac{q_2}{2\pi l} \left\{ \frac{1}{\epsilon_i} \ln\left(\frac{R_{2i}}{R_{2c}}\right) + \frac{1}{\epsilon_m} \ln\left(\frac{H_2 - R_{2c}}{R_{2i}}\right) \right\}. \end{aligned} \quad (10)$$

É possível representar (9) e (10) na forma matricial $\mathbf{v} = \mathbf{P} \cdot \mathbf{q}$, em que $\mathbf{v} = [v_{1n} \ v_{2n}]^T$ e $\mathbf{q} = [q_1 \ q_2]^T$ são os vetores de tensão e carga nos condutores, respectivamente, e $\mathbf{P}$ é a matriz dos coeficientes de potencial de Maxwell. O sobrescrito T em $\mathbf{v}$ e $\mathbf{q}$ indica a transposta do vetor e $\mathbf{P}$ é uma matriz quadrada de ordem 2 para este exemplo, porém o modelo desenvolvido pode ser aplicado para m fios, que resultará em uma matriz de ordem m .

Uma vez que a equação de um capacitor é dada por $q = Cv$, em que C é a capacitância, pode-se obter a matriz de capacitância de Maxwell fazendo

$$\mathbf{C}_{\text{maxwell}} = \begin{bmatrix} C(1,1) & C(1,2) \\ C(2,1) & C(2,2) \end{bmatrix} = \mathbf{P}^{-1}. \quad (11)$$

Os termos de (11) não representam capacitores reais do sistema e devem ser interpretados como valores numéricos apenas. Contudo, é possível representá-los em função das capacitâncias do fio 1 em relação ao terra (C_{1n}), entre os fios 1 e 2 ($C_{12} = C_{21}$) e do fio 2 em relação ao terra (C_{2n}), chamadas de capacitâncias parciais. Assim, as cargas dos condutores podem ser expressas por:

$$q_1 = C_{1n}v_{1n} + C_{12}v_{12}, \quad (12)$$

$$q_2 = C_{21}v_{21} + C_{2n}v_{2n}. \quad (13)$$

Como $v_{12} = v_{1n} - v_{2n}$ e $v_{21} = v_{2n} - v_{1n}$, os termos de (12) e (13) podem ser reagrupados produzindo a matriz

$$\mathbf{C}_{\text{maxwell}} = \begin{bmatrix} C_{1n} + C_{12} & -C_{12} \\ -C_{21} & C_{2n} + C_{21} \end{bmatrix}. \quad (14)$$

Como as capacitâncias parciais não possuem valores negativos em eletrostática, percebe-se que os termos fora da diagonal principal em (14) serão negativos.

As capacitâncias parciais são intrínsecas ao sistema e seus valores não dependem das tensões nos fios, diferentemente das capacitâncias parasitas. Considerando que o fio poderá assumir somente os níveis alto e baixo, referentes respectivamente às tensões do barramento e do terra, a capacitância parasita máxima do fio 1 pode ser obtida aplicando o nível alto nele e o nível baixo no fio 2, sendo ela

$$C_1 = \frac{q_1}{v_{1n}} = C_{1n} + C_{12} = C(1, 1).$$

Da mesma forma, aplicando o nível alto no fio 2 e o nível baixo no fio 1, a capacitância parasita máxima em 2 será

$$C_2 = \frac{q_2}{v_{2n}} = C_{2n} + C_{21} = C(2, 2).$$

Logo, a capacitância parasita máxima de um fio é a associação em paralelo de todas as capacitâncias parciais dele ou, de forma equivalente, é o termo da diagonal principal da matriz de capacitância de Maxwell referente a ele. De posse desses valores, será possível dizer se as capacitâncias superam $C_{b,\text{max}}$ calculado na Seção 3.

5. COMPARAÇÃO ENTRE MODELO ANALÍTICO E SIMULAÇÃO POR ELEMENTOS FINITOS

À medida que o número de fios cresce, os erros devidos às simplificações do modelo analítico se acumulam. Além disso, se novas geometrias forem introduzidas ou se as geometrias existentes forem alteradas, o modelo analítico não estará mais apto para ser utilizado e gerará resultados incorretos. Logo, a utilização de softwares de elementos finitos, como o COMSOL Multiphysics[®], passa a ser de fundamental importância na medida em que a complexidade do sistema aumenta.

A fim de validar as informações de capacitância geradas pelo software, uma simulação foi realizada considerando a geometria da Figura 3 para $R_c = 0,5\text{mm}$, $R_i = 1\text{mm}$, $H_1 =$

4mm , $H_2 = 6\text{mm}$, $H_{12} = 6,403\text{mm}$ e $D_{12} = 4,123\text{mm}$, e então comparada com os cálculos analíticos. Os termos de capacitância de Maxwell para cada metro de comprimento longitudinal do fio estão apresentados na Tabela 1.

Tabela 1. Comparação dos resultados analíticos e simulados.

Elemento da Matriz	Capacitância de Maxwell [pF]		Erro [pF]
	Analítico	COMSOL	
C(1,1)	38,59	35,61	2,98
C(1,2)	-9,36	-7,06	2,30
C(2,1)	-9,36	-7,06	2,30
C(2,2)	29,92	28,53	1,39

Os erros absolutos de até 3pF se devem ao fato do modelo analítico ter adotado a simplificação apresentada pela Figura 4 que não se faz necessária para o método dos elementos finitos. Percebe-se que, com o distanciamento dos fios ou a redução da espessura do material isolador, o percentual de A_4 dentro de A_3 diminui e, consequentemente, os erros também.

Como essa comparação tem o objetivo de verificar a convergência dos resultados das duas metodologias, pode-se afirmar que os valores gerados pelo COMSOL estão suficientemente próximos dos valores calculados pelo modelo analítico. Assim, será utilizada apenas a ferramenta computacional para realização de simulações mais complexas.

6. CAPACITÂNCIAS DA REDE ESTRUTURADA PARA A BOMBA DE PETRÓLEO

Seguindo a estrutura de rede da Figura 1, é apresentado na Figura 5 um tubo hidráulico, em aço inox, utilizado na BCSS quando há a necessidade de tomada de pressão no ponto de descarga da bomba. Esse tubo tem potencial elétrico de referência, pois está fixado à carcaça do motor que tem contato com o fundo do oceano. Na superfície do tubo circula o petróleo extraído do poço e em seu interior será lançado um cabo de instrumentação. Esse cabo possui 5 fios condutores com isoladores, sendo indicado na figura apenas o condutor 1 e os outros nomeados de 2 a 5 em sentido anti-horário.

A capa do cabo e os isoladores dos fios têm 0,36mm e 0,15mm de espessura, respectivamente, e são feitos de polietileno reticulado (XLPE), conferindo isolamento elétrico, resistência mecânica e tolerância ao contato com umidade. O meio entre o tubo e o cabo, bem como entre os fios e o cabo, é preenchido por ar. O diâmetro do condutor de cobre é de 0,27mm.

O tubo utilizado atualmente para medição de pressão na BCSS tem dimensão externa de 1/4 polegada e espessura de parede de 1,65mm, resultando em diâmetro interno muito reduzido para alocação dos TMP117 e fios de conexão da rede. Logo, mantendo a mesma espessura da parede, um possível diâmetro externo de 3/8 polegada é mais adequado para a instalação dos sensores e do cabo de instrumentação.

Considerando o motor de extensão longitudinal de 4,57m (15ft) apresentado em (Takacs, 2009) e que os pontos de medição de vibração e temperatura começam do local de acoplamento do motor com o equipamento de sensoriamento multi-parâmetro e vão até o centro do motor

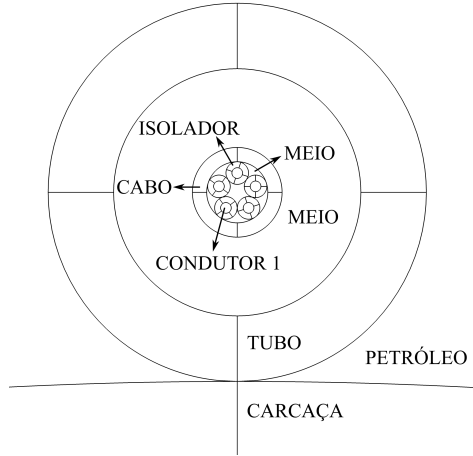


Figura 5. Cabo com 5 fios da rede I2C centralizado no tubo hidráulico fixo à carcaça do motor da BCSS.

da BCSS, o comprimento do cabo de instrumentação de geometria definida na Figura 5 será de 2,29m (7,5ft), resultando na matriz de capacitância de Maxwell, em pF,

$$C = \begin{bmatrix} 138,6 & -54,8 & -5,3 & -5,3 & -54,8 \\ -54,8 & 138,6 & -54,8 & -5,3 & -5,3 \\ -5,3 & -54,8 & 138,6 & -54,8 & -5,3 \\ -5,3 & -5,3 & -54,8 & 138,6 & -54,8 \\ -54,8 & -5,3 & -5,3 & -54,8 & 138,6 \end{bmatrix}. \quad (15)$$

Para a situação em que o cabo esteja em contato com a parede interna do tubo ao longo de todo o seu comprimento longitudinal, sendo o condutor 4 o mais próximo dele, obtém-se a matriz de capacitância de Maxwell, em pF,

$$C = \begin{bmatrix} 138,3 & -55,3 & -5,1 & -4,3 & -53,5 \\ -55,3 & 138,3 & -53,5 & -4,3 & -5,1 \\ -5,1 & -53,5 & 146,0 & -47,2 & -4,1 \\ -4,3 & -4,3 & -47,2 & 162,7 & -47,2 \\ -53,5 & -5,1 & -4,1 & -47,2 & 146,0 \end{bmatrix}. \quad (16)$$

Analisando as capacitâncias parasitas máximas dos fios em (15) e (16), o limite $C_{b,max} = 141,63\text{pF}$ de capacitância do barramento calculado na Seção 3 é respeitado somente para a situação do cabo centralizado no tubo. Para o caso do cabo estar em contato com a parede do tubo, os condutores 3, 4 e 5 excedem esse limite e podem danificar as informações transmitidas por eles. Fica claro, então, que manter o cabo o mais centralizado possível usando algum método de fixação no tubo é uma prioridade na instalação, auxiliando para que as capacitâncias se mantenham dentro do limite desejado.

Aplicações que necessitem de maior comprimento do cabo possivelmente excederão o limite de capacitância do barramento da rede I2C. Para resolver o problema, pode-se utilizar menores taxas de transmissão, pois elas permitem que $C_{b,max}$ seja maior. Além disso, afastar os fios e testar diversos arranjos geométricos, bem como utilizar blindagem eletromagnética, também podem permitir que as capacitâncias parasitas do sistema reduzam.

7. CONCLUSÃO

O presente trabalho estruturou uma rede de comunicação serial I2C inédita para sensoramento de temperatura e vibração do motor da BCSS, considerando as fortes restrições de instalação no poço de petróleo. Em trabalhos futuros a rede será montada e testada, sendo realizada a caracterização de desempenho do sistema uma vez que o primeiro protótipo esteja disponível.

A limitação do número de dispositivos foi contornada colocando uma estrutura de multiplexação que seleciona qual ramo de sensores irá enviar os dados naquele momento, ao custo de mais fios dentro do tubo. Definida a taxa de transmissão de dados no modo *Fast Mode Plus*, foram calculados os valores do resistor de *pull-up* e do limite de capacitância do barramento, que deve ser respeitado a fim de que a rede I2C funcione como o esperado.

Para conduzir a análise das capacitâncias do barramento, um modelo matemático que calcula a matriz de capacitância de Maxwell foi desenvolvido e simulações em software de elementos finitos foram realizadas. Após comparar o modelo analítico com a simulação, foi feito um estudo considerando um cabo de 5 fios condutores com isoladores dentro de um tubo fixado à carcaça do motor, para avaliação das capacitâncias parasitas máximas.

Foi mostrado que a centralização do cabo de instrumentação dentro do tubo é um requisito básico para auxiliar a capacitância do barramento se manter dentro do limite permitido pela rede.

REFERÊNCIAS

- Arora, R. (2015). I2c bus pullup resistor calculation. Technical report, Texas Instruments. SLVA689.
- Betônico, G.C. (2013). *Estudo da distribuição de temperatura em motores de bombas centrífugas submersas*. Master's thesis, Universidade Estadual de Campinas. URL <http://repositorio.unicamp.br/jspui/handle/REPOSIP/265663>.
- Miaoxin, J., Qiang, G., and Dianguo, X. (2013). A downhole multi-parameter monitoring system. In *2013 Third International Conference on Instrumentation, Measurement, Computer, Communication and Control*, 1660–1663. IEEE, Shenyang, China. doi:<https://doi.org/10.1109/IMCCC.2013.367>.
- Minette, R.S., SilvaNeto, S.F., Vaz, L.A., and Monteiro, U.A. (2016). Experimental modal analysis of electrical submersible pumps. *Ocean Engineering*, 124, 168–179. doi:<https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2016.07.054>.
- NXP Semiconductors (2014). *I2C-bus specification and user manual*, 6 edition. UM10204.
- Souza, T.S. (2017). *Continuidade de operação de acionamentos multifásicos frente a falhas de circuito aberto*. Master's thesis, Universidade Federal de Minas Gerais. URL <http://hdl.handle.net/1843/BUOS-ATHLWM>.
- Stopa, M.M. (2011). *Deteção de anomalias em cargas rotativas utilizando o motor de indução como estimador de conjugado*. Ph.D. thesis, Universidade Federal de Minas Gerais. URL <http://hdl.handle.net/1843/BUOS-8WHHPH>.
- Takacs, G. (2009). *Electrical Submersible Pumps Manual*. Gulf Professional Publishing, Boston.