

7

Partida de motores elétricos de indução

7.1 Introdução

Os motores elétricos, durante a partida, solicitam da rede de alimentação uma corrente de valor elevado, da ordem de seis a dez vezes sua corrente nominal. Nestas condições, o circuito, que inicialmente fora projetado para transportar a potência requerida pelo motor, é solicitado agora pela corrente de acionamento, durante certo período de tempo. Em consequência, o sistema fica submetido a uma queda de tensão normalmente muito superior aos limites estabelecidos para o funcionamento em regime normal, podendo provocar sérios distúrbios operacionais nos equipamentos de comando e proteção, além de afetar o desempenho da iluminação, notadamente a incandescente.

Os equipamentos de comando, como os contactores, podem operar diante de uma queda de tensão, de acordo com os valores normativos ou com a especificação do próprio fabricante. Além disso, os motores síncronos e assíncronos, quando submetidos a tensões inferiores aos limites estabelecidos, podem parar por perda de sincronismo ou por insuficiência de conjugado motor, respectivamente.

A [Tabela 7.1](#) fornece os valores percentuais de tensão, sob os quais os motores e diversos dispositivos de comando de motores podem operar

indevidamente.

Em virtude dos motivos expostos, durante a elaboração de um projeto de instalação elétrica industrial devem ser analisados, dentre os motores de potência elevada, aqueles que podem degradar a operação em regime normal do sistema, a fim de aplicar a solução adequada do método de partida, ou dimensionar circuitos exclusivos. Esses circuitos tanto podem ser alimentados do QGF como diretamente de um transformador, também exclusivo.

Ao contrário do que muitos pensam, a partida dos motores não afeta, praticamente em nada, o valor da demanda e o consumo de energia elétrica, já que a demanda vista pelo medidor é integralizada no tempo de 15 minutos, muito superior ao tempo de partida dos motores, normalmente da ordem de 0,5 a 10 s, enquanto o consumo em kWh também é extremamente pequeno, tendo em vista o baixo fator de potência de partida em um tempo de pouca expressividade.

Durante a elaboração de um projeto industrial, é de suma importância verificar a possibilidade de partida simultânea de dois ou mais motores de potência muito elevada, capaz de provocar sérias perturbações na instalação. Medidas preventivas devem ser tomadas de modo a evitar tal fenômeno, cujo assunto será tratado com detalhes adiante.

Em algumas instalações industriais, certas máquinas, como os compressores de ar, são instaladas de tal modo que, quando há falta momentânea de energia, seus respectivos motores param e retornam automaticamente ao estado de operação após o distúrbio. Se estes motores estiverem ligados a dispositivos de partida que permitam um baixo conjugado, e a carga solicitar um alto conjugado de partida, então há grandes possibilidades de estes motores serem danificados, se não houver um apropriado sistema de proteção.

Como já foi mencionado, a iluminação é afetada durante a partida dos motores que solicitam da rede correntes demasiadamente elevadas. As

lâmpadas fluorescentes sofrem pouca influência, comparativamente às lâmpadas incandescentes. No entanto, são suscetíveis de apagar se a tensão resultante da partida for inferior a 85 % da tensão nominal.

Ao contrário das lâmpadas fluorescentes, as lâmpadas incandescentes não apagam quando submetidas a quedas de tensão excessivas. Estão sujeitas, porém, ao fenômeno de cintilação, que prejudica a uniformidade do fluxo luminoso diante de um observador. A cintilação, ou simplesmente *flicker*, é tolerada para valores limitados do número de partidas dos motores em determinado intervalo de tempo.

Segundo a NBR 5410, a queda de tensão durante a partida de um motor não deve ultrapassar 10 % de sua tensão nominal no ponto de instalação do dispositivo de partida correspondente. Pode-se adotar uma queda de tensão superior a 10 % em casos específicos, quando são acionadas cargas de alto conjugado resistente, desde que a tensão mínima das bobinas da chave de partida seja inferior à tensão resultante durante a partida do motor.

Tabela 7.1 Limites da tensão percentual e seus efeitos no sistema

Tensão em % de V_{nm}	Consequências
85	Tensão abaixo da qual os contactores da classe 600 V não operam
76	Tensão em que os motores de indução e síncronos deixam de operar, quando funcionando a 115 % da sua potência nominal
71	Tensão em que os motores de indução deixam de operar, quando em funcionamento a plena carga
67	Tensão em que motores síncronos deixam de operar

7.2 Inércia das massas

Inicialmente, deve-se conhecer o conceito de carga. Genericamente, pode-se definir como carga de um motor o conjunto de massa formado pelos componentes da máquina que está em movimento e firmemente preso ao eixo do motor.

As cargas acionadas pelos motores elétricos podem ser classificadas de duas diferentes formas:

a) Carga com conjugado constante

É aquela que apresenta o mesmo valor de conjugado durante toda a faixa de variação de velocidade a que é submetido o motor. Neste caso, a demanda de potência cresce linearmente com a variação da velocidade. Como exemplo podem ser citados os laminadores, os elevadores de carga, esteira transportadora etc.

b) Carga com potência constante

É aquela em que o conjugado inicial é elevado, reduzindo-se de forma exponencial durante toda a faixa de variação da velocidade. Neste caso, a demanda de potência permanece constante com a variação da velocidade. Como exemplo podem ser citadas as bobinadeiras de fios ou de chapas, cujo diâmetro da bobina varia ao longo do processo, necessitando de maior conjugado motor para maiores diâmetros e menor conjugado motor para menores diâmetros. Quando o diâmetro da bobinadeira aumenta, a velocidade do motor deve diminuir e vice-versa, mantendo-se, assim, constante a velocidade periférica da bobinadeira.

Agora, pode-se conhecer o conceito de momento de inércia das massas. Assim, o rotor dos motores elétricos apresenta determinada massa que *resiste* à mudança de seu estado de movimento. Logo, o rotor *reage* quando, submetido à determinada rotação, é obrigado a acelerar. A partir dessas considerações básicas, percebe-se que a inércia do rotor é um obstáculo à sua aceleração. Da mesma forma, pode-se considerar o movimento das massas

que estão ligadas ao eixo do motor, no caso a carga, e que, como o rotor, *resiste* à mudança de movimentos.

O momento de inércia é uma característica fundamental das massas girantes e pode ser definida como a resistência que os corpos oferecem à mudança de seu movimento de rotação em torno de um eixo considerado, que, no caso do rotor, é a sua própria massa, cuja unidade de medida é o $\text{kg} \cdot \text{m}^2$. A inércia a ser vencida pelo motor é dada pela Equação (7.1).

$$J_{mc} = J_m + J_c \text{ (kg} \cdot \text{m}^2\text{)} \quad (7.1)$$

J_m - momento de inércia do rotor do motor;

J_c - momento de inércia da carga.

7.2.1 Momento de inércia do motor (J_m)

Depende do tipo, do fabricante e é função do projeto do motor. Seu valor típico pode ser encontrado na [Tabela 6.4](#).

7.2.2 Momento de inércia da carga (J_c)

É um valor particularmente característico do tipo de carga do motor. A NBR 7094 fornece a expressão que permite determinar o valor máximo do momento de inércia J_c , que deve ter determinada carga a ser acoplada ao eixo de um motor de potência nominal P_{nm} com N_p de pares de polos, ou seja:

$$J_c = 0,04 \times P_{nm}^{0,9} \times N_p^{2,5} \text{ (kg} \cdot \text{m}^2\text{)} \quad (7.2)$$

P_{nm} - potência nominal do motor, em kW;

N_p - número de pares de polos do motor.

Exemplo de aplicação (7.1)

Considerar um motor cuja potência nominal seja de 50 cv/380 V/IV polos. Determinar o momento de inércia máximo que deve ter a carga a ser acoplada ao seu eixo.

$$J_c = 0,04 \times (0,736 \times 50)^{0,9} \times 2^{2,5} = 5,80 \text{ (kg} \cdot \text{m}^2\text{)}$$

A inércia da carga determina o aquecimento do motor durante a partida, devendo-se, portanto, limitar o acionamento ao que estabelece a NBR 7094.

Quando a carga é acoplada ao eixo do motor por meio de polia, engrenagem ou de qualquer acoplamento que permita que sua rotação seja diferente da do motor, pode-se determinar seu momento de inércia em relação ao eixo do motor pela Equação (7.3).

$$J_{cm} = J_c \times \left(\frac{W_c}{W_{nm}} \right)^2 \quad (7.3)$$

J_{cm} - momento de inércia da carga em relação ao eixo do motor;

W_{nm} - velocidade angular nominal do eixo do motor, em rpm;

W_c - velocidade angular do eixo da carga, em rpm.

A [Figura 7.1](#) mostra um exemplo de acoplamento indireto entre carga e motor.

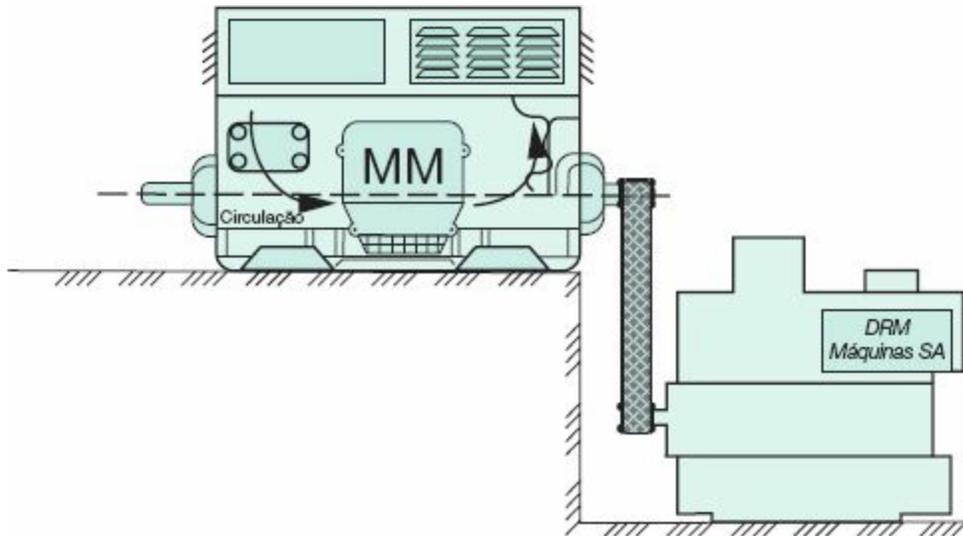


Figura 7.1 Acoplamento indireto motor-carga.

Exemplo de aplicação (7.2)

Supondo que uma carga esteja acoplada ao eixo do motor de 50 cv, mencionado anteriormente, determinar o momento de inércia do conjunto, sabendo-se que a carga é ligada ao motor por meio de uma polia que lhe permite uma rotação de 445 rpm.

$$J_{cm} = 5,80 \times \left(\frac{445}{1.780} \right)^2 = 0,362 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$$

$$W_{nm} = 1.800 - 1.800 \times 0,011 = 1.780 \text{ rpm}$$

$$S = 1,1 \% \text{ (escorregamento do motor)}$$

7.3 Conjugado

Os motores elétricos quando ligados apresentam um esforço que lhes permite girar o seu eixo. A este esforço dá-se o nome de *conjugado do motor*. Já a carga acoplada *reage* a este esforço negativamente, ao que se dá o nome de

conjugado de carga ou conjugado resistente.

7.3.1 Conjugado do motor

Todo motor dimensionado para acionar adequadamente determinada carga acoplada ao seu eixo necessita, durante a partida, possuir em cada instante um conjugado superior ao conjugado resistente de carga.

A curva do conjugado motor deve guardar uma distância da curva do conjugado resistente, durante o tempo de aceleração do conjunto (motor-carga), até que o motor adquira a velocidade de regime. Este intervalo de tempo é especificado pelo fabricante, acima do qual o motor deve sofrer sobreaquecimento, podendo danificar a isolação dos enrolamentos.

Por esse motivo, cuidados especiais devem ser tomados na utilização de dispositivos de partida com redução de tensão. Nessas circunstâncias, o conjugado motor é reduzido, enquanto o conjugado da carga não é alterado. Como consequência, o tempo de aceleração é aumentado e, sendo superior ao tempo de rotor bloqueado, pode danificar o motor.

A Especificação Brasileira de Motores de Indução, que leva, no Sistema Nacional de Metrologia, Normalização e Qualidade Industrial, o número NBR 7094, define as características de partida dos motores, que, em seguida, são analisadas resumidamente:

a) Categoria N

Abrange os motores de aplicação geral que acionam a maioria das cargas de utilização prática. Os motores enquadrados nesta categoria apresentam conjugado de partida normal e corrente de partida elevada.

No dimensionamento de motores da categoria N, é aconselhável estabelecer o conjugado mínimo superior em pelo menos 30 % ao conjugado resistente da carga. Em situações críticas, pode-se admitir um conjugado mínimo de 15 %.

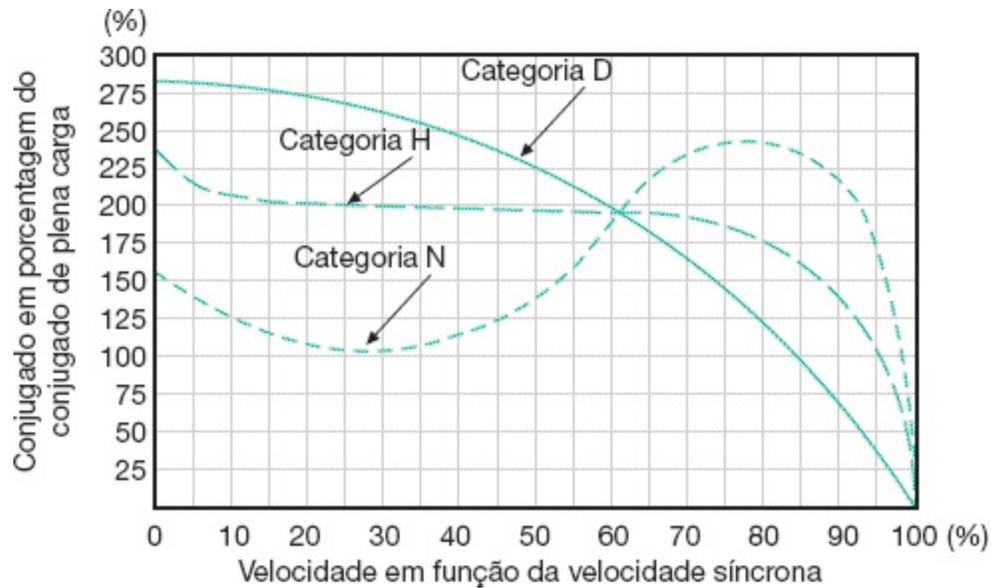


Figura 7.2 Curvas típicas conjugado \times velocidade.

b) Categoria H

Abrange os motores que acionam cargas cujo conjuguado resistente, durante a partida, é de valor aproximado ao conjuguado nominal. Os motores enquadrados nesta categoria apresentam conjuguado de partida elevado e corrente de partida normal.

c) Categoria D

Abrange os motores que acionam cargas cujo conjuguado resistente, durante a partida, é de valor elevado. Os motores enquadrados nesta categoria apresentam conjuguado de partida muito elevado e corrente de partida normal.

A [Figura 7.2](#) apresenta, esquematicamente, as curvas características de *conjuguado \times velocidade* dos motores de indução, segundo as categorias mencionadas.

7.3.1.1 Conjugado médio do motor

Muitas vezes, para facilidade de cálculo, é desejável substituir a curva de conjuguado do motor C_m pelo seu valor médio C_{mm} , conforme representado na

Figura 7.3. Neste caso, a soma das áreas A1 e A2 deve ser igual à área A3. Cada categoria de motor obviamente apresenta uma expressão que determina o valor médio de seu conjugado, ou seja:

a) Motores de categoria N e H

$$C_{mm} = 0,45 \times (C_p + C_{ma}) \quad (7.4)$$

C_p - conjugado de partido;

C_{ma} - conjugado máximo.

b) Motores de categoria D

$$C_{mm} = 0,60 \times C_p \quad (7.5)$$

7.3.2 Conjugado da carga

O conjugado da carga pode reagir de diferentes formas, de acordo com a Equação (7.6).

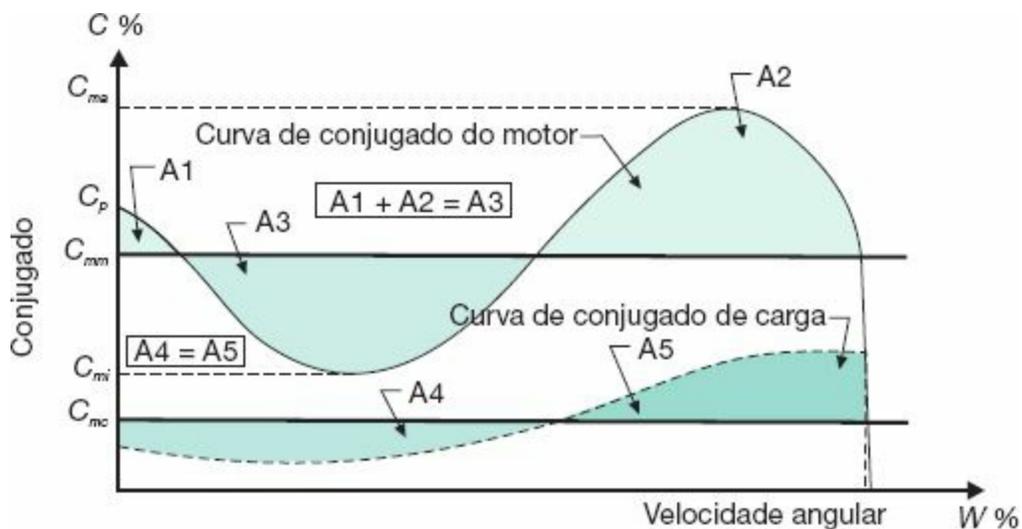


Figura 7.3 Curvas de conjugado do motor e de carga.

$$C_c = C_i + \alpha \times W_{nm}^\beta \quad (7.6)$$

C_c - conjugado da carga, em $\text{kgf} \cdot \text{m}$, ou $\text{N} \cdot \text{m}$, ou ainda em % de C_{nm} ;

C_i - conjugado da carga em repouso, ou seja, no instante da partida ou conjugado inercial, em $\text{kgf} \cdot \text{m}$, ou $\text{N} \cdot \text{m}$, ou ainda em % de C_{nm} . É obtido diretamente dos gráficos dos conjugados de carga apresentados nos catálogos dos respectivos fabricantes das máquinas: bombas, por exemplo;

W_{nm} - velocidade angular em qualquer instante a que está submetido o motor, em rps, considerando-se que a carga está diretamente solidária ao eixo do motor;

α - constante que depende das características da carga;

β - constante que depende da natureza da carga (bombas, ventiladores, britadores etc.).

A partir do valor de β define-se a forma da curva do conjugado de carga, ou seja:

a) Conjugado de carga constante

É definido para $\beta = 0$. Podem ser tomadas como exemplo as cargas acionadas por guindastes, britadores etc. Sua representação gráfica é dada na [Figura 7.4](#), ou seja:

$$C_c = C_i + \alpha W_{nm}^0$$

$$C_c = C_i + \alpha$$

Neste caso, a potência requerida pela carga aumenta na mesma proporção da velocidade angular, ou seja:

$$P_c = (C_i + \alpha) \times W_{nm} \quad (7.7)$$

b) Conjugado de carga linear

É aquele definido para $\beta = 1$. Podem ser tomadas como exemplo a serra para madeira, calandras etc. Sua representação gráfica é dada na [Figura 7.5](#), ou

seja:

$$C_c = C_i + \alpha \times W_{nm}$$

Neste caso, a potência varia com o quadrado da velocidade, ou seja:

$$P_c = \frac{C_i \times W_{nm} + \alpha}{2 \times W_{nm}^2} \quad (7.8)$$

c) Conjugado de carga parabólico

É aquele definido para $\beta = 2$. Podem ser tomados como exemplo as bombas centrífugas, ventiladores, compressores, exaustores, misturadores centrífugos etc. Sua representação gráfica é dada na [Figura 7.6](#), ou seja:

$$C_c = C_i + \alpha \times W_{nm}^2$$

Neste caso, a potência varia com o cubo da velocidade, ou seja:

$$P_c = \frac{C_i \times W_{nm} + \alpha}{3 \times W_{nm}^2} \quad (7.9)$$

d) Conjugado de carga hiperbólico

É aquele definido para $\beta = -1$. Podem ser tomados, como exemplo, os tornos elétricos, as bobinadeiras de fio, fresas etc. Sua representação gráfica é dada na [Figura 7.7](#):

$$C_c = 0$$

$$C_c = \frac{\alpha}{W_{nm}} \text{ (hiperbólico)}$$

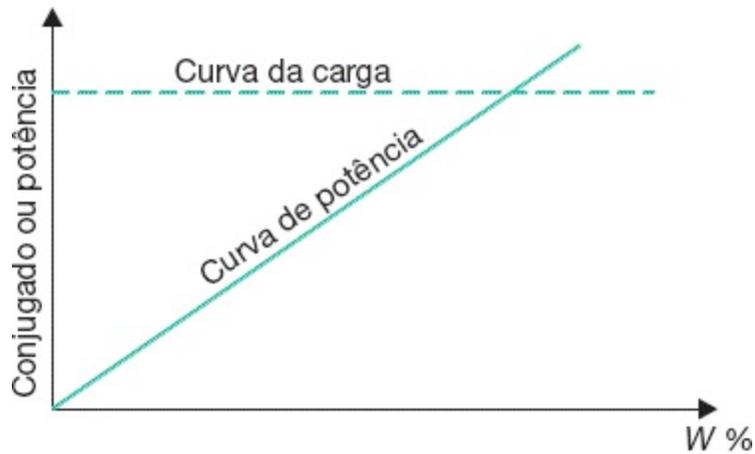


Figura 7.4 Conjugado de carga constante.

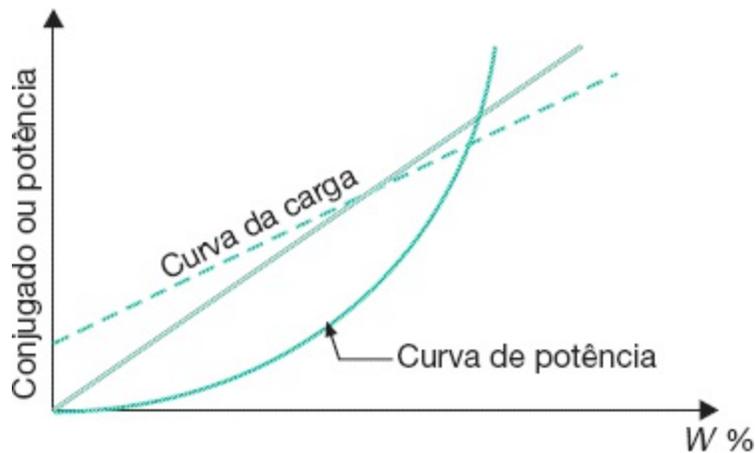


Figura 7.5 Conjugado de carga linear.

Neste caso, a potência permanece constante:

$$P_c = \alpha$$

Como todos os valores da Equação (7.6) já foram facilmente identificados fica, por conseguinte, determinado o valor de α .

7.3.2.1 Conjugado médio de carga

O conjugado médio de carga pode reagir de diferentes formas, de acordo com a Equação (7.10).

$$C_{mc} = C_i + \alpha \times \frac{W_{nm}^\beta}{\beta + 1} \quad (7.10)$$

W_{nm} - velocidade angular a que está submetida a carga que, neste estudo, é considerada solidária ao eixo do motor e, portanto, ambos submetidos à mesma velocidade.

Semelhantemente ao conjugado médio do motor, pode-se determinar o conjugado médio de carga, C_{mc} , representado na Figura 7.3. Neste caso, as áreas A4 e A5 devem ser iguais. Com base na Equação (7.10), podem-se obter as seguintes expressões:

a) Cargas de conjugado constante (Figura 7.4)

$$\beta = 0$$

$$C_{mc} = C_i + \alpha \quad (7.11)$$

b) Cargas de conjugado linear (Figura 7.5)

$$\beta = 1$$

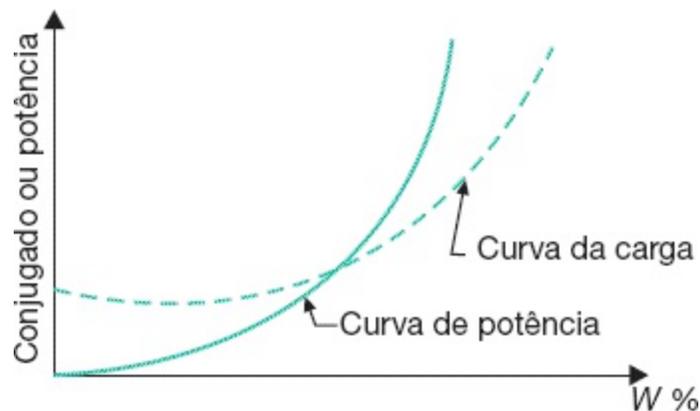


Figura 7.6 Conjugado de carga parabólico.

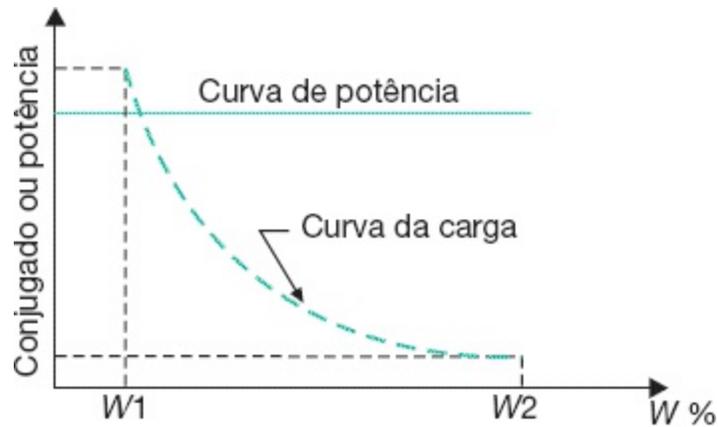


Figura 7.7 Conjugado de carga hiperbólico.

$$C_{mc} = C_i + 0,5 \times \alpha \times W_{nm} \quad (7.12)$$

c) Cargas de conjugado parabólico (Figura 7.6)

$$\beta = 2$$

$$C_{mc} = C_i + 0,33 \times \alpha \times W_{nm}^2 \quad (7.13)$$

d) Cargas de conjugado hiperbólico (Figura 7.7)

$$\beta = -1$$

Particularmente, neste caso, o conjugado é dado com base na Equação (7.6) para $C_i = 0$:

$$C_{mc} = \frac{\alpha}{W_{nm}} \quad (7.14)$$

Exemplo de aplicação (7.3)

Um motor de 50 cv/IV polos/1.780 rpm, categoria N, aciona uma bomba centrífuga. Determinar os conjugados médios do motor e da carga, sabendo-se que o conjugado da carga em repouso é 25 % do conjugado nominal de motor. A bomba, cujo conjugado nominal é de 16 kgf · m, está

acoplada diretamente ao eixo do motor, cujo conjugado máximo é 240 % do seu nominal.

De acordo com a Equação (7.13), o conjugado médio da carga vale:

$$C_{mc} = C_i + 0,33 \times a \times W_{nm}^2 \text{ (o conjugado resistente das bombas é do tipo parabólico)}$$

O valor de a é dado pela Equação (7.6) para a condição de $\beta = 2$.

$$\alpha = \frac{C_c - C_i}{W_{nm}^2}$$

$$C_i = 25 \% \times C_{nm}$$

$$C_i = 0,25 \times 19,95 = 4,98 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

$$C_{nm} = 19,95 \text{ kgf} \cdot \text{m (Tabela 6.4)}$$

$$C_c = 16 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

$W_{nm} = 1.780 \text{ rpm}$ (a velocidade angular da carga é a mesma velocidade do eixo do motor)

$$W_{nm} = 1.780 \text{ rpm} = \frac{1.780}{60} = 29,66 \text{ rps}$$

$$\alpha = \frac{16 - 4,98}{29,66^2} = 0,0125$$

$$C_{mc} = 4,98 + 0,33 \times 0,0125 \times 29,66^2$$

$$C_{mc} = 8,6 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

De acordo com a Equação (7.4), o conjugado médio do motor vale:

$$C_{nm} = 0,45 \times (C_p + C_{na})$$

$$C_{ma} = 240 \% C_{nm}$$

$$C_{ma} = 2,4 \times 19,95 = 47,8 \text{ kgf}\cdot\text{m}$$

$$C_p = 3 \times C_{nm} \text{ (Tabela 6.4)}$$

$$C_p = 2,4 \times 19,95 = 47,8 \text{ kgf}\cdot\text{m}$$

$$C_p = 3 \times 19,95 = 59,85 \text{ kgf}\cdot\text{m}$$

$$C_{mm} = 0,45 \times (47,8 + 59,85)$$

$$C_{mm} = 107,6 \text{ kgf}\cdot\text{m}$$

7.3.2.2 Estimação do conjugado de carga

Como será visto adiante, a escolha das chaves de partida dos motores necessita do conhecimento do comportamento do conjugado de carga ao longo do processo de partida. É muito difícil encontrar no catálogo do fornecedor da máquina a curva *conjugado* \times *velocidade*. Afora o uso dos laboratórios especializados, o conjugado da carga pode ser determinado de forma aproximada, registrando-se os valores de corrente para as diferentes condições de operação do motor, desde o momento de sua partida até o momento de operação nominal. Além disso, devem-se fazer os mesmos registros nas condições de sobrecarga eventual. Para isso, pode-se aplicar a Equação (7.15), ou seja:

$$C_c = \frac{P_{nm} \times 0,736 \times 10^3}{\frac{2 \times \pi}{60} \times W_{nm}} \text{ (N}\cdot\text{m)} \quad (7.15)$$

P_{nm} - potência nominal do motor, cv;

W_{nm} - velocidade angular do motor, em rpm.

Exemplo de aplicação (7.4)

Um motor de 100 cv/IV polos/380 V aciona determinada carga. Foram registradas com um medidor digital de precisão as tensões, as correntes e o fator de potência durante o acionamento do motor, cujos valores estão expressos na Tabela 7.2. O rendimento nominal do motor a plena carga vale 92 %.

A Tabela 7.2, além de conter os dados coletados durante a partida do motor, exhibe também os valores calculados. Para permitir ao leitor conhecer o processo serão desenvolvidos os cálculos para o tempo 0:00 s, isto é, no momento da partida e no instante final da partida. O cálculo dos demais valores segue o mesmo processo.

a) Valores nominais calculados do motor

Cálculo do conjugado nominal do motor

$$C_n = \frac{P_{nm} \times 0,736 \times 10^3}{\frac{2 \times \pi}{60} \times W_{nm}} = \frac{100 \times 0,736 \times 10^3}{\frac{2 \times \pi}{60} \times 1.770} = 397 \text{ N} \cdot \text{m} \rightarrow C_n = 39,7 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

Cálculo da corrente que produzirá o conjugado nominal do motor

$$I_c = 0,92 \times 135 = 124,2 \text{ A}$$

Cálculo do conjugado que produz torque por ampère

$$R_{conj} = \frac{C_n}{I_c} = \frac{397}{124,2} = 3,2 \text{ N} \cdot \text{m/A}$$

Cálculo da potência nominal no eixo do motor

$$P_{eim} = P_{mn} \times 0,736 = 100 \times 0,736 = 73,6 \text{ kW}$$

Tabela 7.2 Valores registrados e calculados durante a aceleração do motor

Valores medidos	Valores calculados

Tempo (s)	Tensão (V)	Corrente (A)	Fator de potência	Potência ativa (kW)	Rendimento	Potência de perda (kW)	Corrente de perda (A)
0:00	343	783	0,42	195,4	0,38	121,8	205,0
0:10	349	758	0,43	197,0	0,37	123,4	204,2
0:20	353	727	0,45	200,0	0,37	126,4	206,8
0:30	357	680	0,48	201,8	0,36	128,2	207,4
0:40	361	620	0,51	197,7	0,37	124,1	198,5
0:50	364	530	0,55	183,8	0,40	110,2	174,8
1:00	386	450	0,59	177,5	0,41	103,9	155,4
1:10	372	370	0,65	155,0	0,47	81,4	126,3
1:20	376	215	0,75	105,0	0,70	31,4	48,2
1:30	380	135	0,92	81,7	0,90	8,1	12,4

b) Valores calculados no instante da partida

Potência desenvolvida pelo motor no instante da partida

$$P_{mp} = \sqrt{3} \times V_m \times I_m \times \cos \varphi = \frac{\sqrt{3} \times 343 \times 783}{1.000} \times 0,42 = 195,4 \text{ kW}$$

Cálculo do rendimento do motor no instante da partida

$$\eta = \frac{P_{eim}}{P_{mp}} = \frac{73,6}{195,4} = 0,376$$

Cálculo da potência de perda do motor no instante da partida

$$P_{per} = (1-\eta) \times P_{mp} = (1-0,376) \times 195,4 = 121,9 \text{ kW}$$

Cálculo da corrente de perda do motor no instante da partida

$$I_{per} = \frac{P_{per}}{\sqrt{3} \times V} = \frac{121,9}{\sqrt{3} \times \frac{343}{1.000}} = 205 \text{ A}$$

Cálculo do conjugado do motor no instante da partida

$$C_{(0:00)} = (I_p - I_{per}) \times R_{conj} = (783 - 205) \times 3,2 = 1.849 \text{ N} \cdot \text{m} \rightarrow C_{(0:00)} = \frac{1.849}{10} = 185 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

c) Valores calculados para o instante final da partida (operação plena)

Potência desenvolvida pelo motor no instante final da partida

$$P_m = \sqrt{3} \times V_m \times I_m \times \cos \varphi = \frac{\sqrt{3} \times 380 \times 135}{1.000} \times 0,92 = 81,7 \text{ kW}$$

Cálculo do rendimento do motor no instante final da partida

$$\eta = \frac{P_{eim}}{P_m} = \frac{73,6}{81,7} = 0,90$$

Cálculo da potência de perda do motor no instante final da partida

$$P_{per} = (1-\eta) \times P_{atp} = (1-0,90) \times 81,7 = 8,2 \text{ kW}$$

Cálculo da corrente de perda do motor no instante final da partida

$$I_{per} = \frac{P_{per}}{\sqrt{3} \times V} = \frac{8,2}{\sqrt{3} \times \frac{380}{1.000}} = 12,4 \text{ A}$$

Cálculo do conjugado do motor no instante final da partida

$$C_{(1:30)} = (I_{nm} - I_{per}) \times R_{conj} = (135 - 12,4) \times 3,2 = 392 \text{ N} \cdot \text{m} \rightarrow C_{(0:00)} = \frac{392}{10} = 39,2 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

Observar na Tabela 6.4 que o conjugado nominal do motor vale 39,6 kgf · m.

A Figura 7.8 mostra as curvas de conjugado e corrente durante o tempo de aceleração do motor.

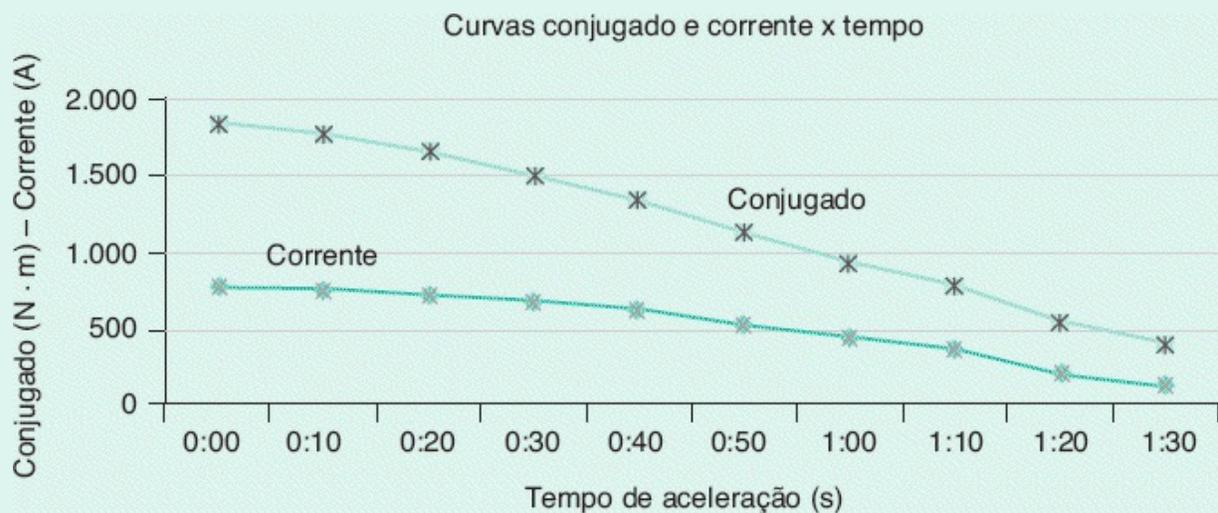


Figura 7.8 Conjugado e corrente x tempo.

7.4 Tempo de aceleração de um motor

A determinação do tempo de aceleração de um motor acoplado a uma carga é baseada no conhecimento das curvas dos conjugados do motor e de carga, traçadas em um mesmo gráfico.

Divide-se a velocidade angular em intervalos de pequenos incrementos,

calculando-se para cada incremento o tempo correspondente à aceleração nesses intervalos, com base no conjugado médio desenvolvido a cada incremento.

A seguir será explanada a metodologia de cálculo:

- Conhecer os momentos de inércia do motor (J_m) e da carga (J_c) na unidade $\text{kg} \cdot \text{m}^2$.
- Conhecer as curvas dos conjugados do motor e de carga representadas genericamente no gráfico da [Figura 7.9](#).
- Escolher os incrementos percentuais e aplicá-los sobre a velocidade angular síncrona W_s . Normalmente, atribuem-se incrementos regulares de 10 %, exceto para os intervalos da curva, onde os conjugados assumem valores de acentuada declividade.

$$W_1 = 0 \times W_s \text{ rpm}$$

$$W_2 = 10 \% \times W_s \text{ rpm}$$

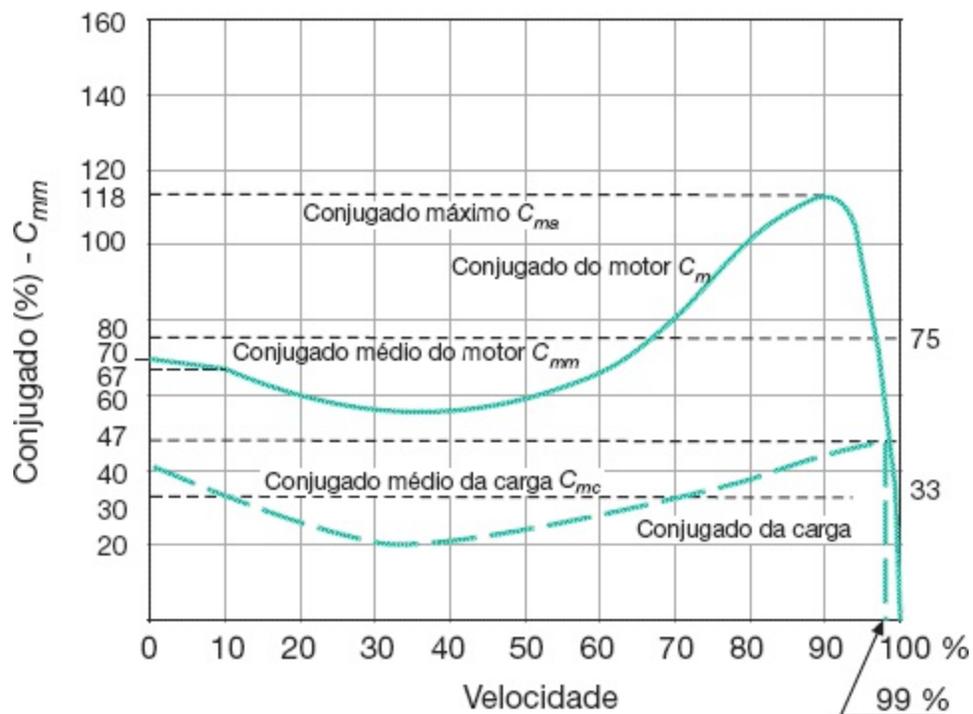


Figura 7.9 Curvas conjugado \times velocidade do motor e da carga.

- Determinar a diferença entre as velocidades:

$$\Delta W = W_2 - W_1 \text{ rpm}$$

- Determinar, pelo gráfico da [Figura 7.9](#), os conjugados percentuais do motor (C_{m1} , C_{m2}), à velocidade angular W_1 e W_2 , respectivamente.
- Determinar, ainda, pelo gráfico da [Figura 7.9](#), os conjugados, em porcentagem, da carga (C_{c1} , C_{c2}), à velocidade angular W_1 e W_2 , respectivamente.
- Calcular as médias percentuais dos conjugados do motor (C_{mm}) e de carga (C_{mc}), no intervalo considerado:

$$C_{mm} = \frac{C_{m1} + C_{m2}}{2} (\%) \quad (7.16)$$

$$C_{mc} = \frac{C_{c1} + C_{c2}}{2} (\%) \quad (7.17)$$

- Calcular o conjugado de aceleração percentual desenvolvido no intervalo considerado:

$$C_{acp} = C_{mm} - C_{mc} (\%) \quad (7.18)$$

- Calcular o conjugado nominal do motor:

$$C_{nm} = \frac{716 \times P_{nm}}{W_{nm}} (\text{kgf} \cdot \text{m}) \quad (7.19)$$

P_{nm} - potência nominal do motor, em cv;

W_{nm} - velocidade angular nominal do motor, em rpm.

Os motores assíncronos, funcionando com carga nominal, possuem escorregamento variável entre 1 e 5 %.

- Calcular o conjugado de aceleração no intervalo considerado:

$$C_{ac} = C_{nm} \times C_{acp} \text{ (kgf} \cdot \text{m)} \quad (7.20)$$

- Calcular o tempo de aceleração do motor entre os instantes de velocidade angular W_1 e W_2 :

$$T = \frac{J_{mc} \times \Delta W}{94 \times C_{ac}} \text{ (s)} \quad (7.21)$$

Esse processo se repete até o motor atingir a velocidade de regime. Como o método é normalmente trabalhoso, sugere-se a elaboração de um programa para computador. Quando não se deseja uma maior precisão no resultado, o tempo de aceleração pode ser obtido a partir dos conjugados médios do motor e de carga, durante todo o intervalo de acionamento, isto é, do estado de repouso até a velocidade de regime.

Exemplo de aplicação (7.5)

Determinar o tempo de aceleração de um motor de categoria N, ao qual está acoplada uma bomba hidráulica, cujas curvas conjugado \times velocidade estão mostradas na Figura 7.9. Os dados disponíveis do motor, da carga e do sistema são:

Potência do motor: 100 cv.

Tensão do motor: 380/660 V.

Momento de inércia do motor: 1,0600 kg \cdot m² (Tabela 6.4).

Momento de inércia da carga: 9,4 kg \cdot m² (valor dado).

Conjugado da carga: 47 % do conjugado nominal do motor (veja o gráfico da Figura 7.9).

Velocidade angular síncrona do motor: 1.800 rpm.

Escorregamento: 1,1 %.

Tensão da rede de alimentação: 380 V.

Tipo de acionamento: direto da rede.

a) Incrementos percentuais

$$W_1 = 0 \% \times W_s = 0 \times 1.800 = 0 \text{ rpm}$$

$$W_2 = 10 \% \times W_s = 0,10 \times 1.800 = 180 \text{ rpm}$$

b) Variação da velocidade no intervalo de 0 a 10 %

$$\Delta W = W_2 - W_1 = 180 - 0 = 180 \text{ rpm}$$

c) Conjugados percentuais do motor

Pelo gráfico da Figura 7.8, tem-se:

$$C_{m1} = 70 \%$$

$$C_{m2} = 67 \%$$

d) Conjugados percentuais da carga

$$C_{c1} = 40 \%$$

$$C_{c2} = 30 \%$$

e) Médias percentuais dos conjugados do motor e de carga

$$C_{mm} = \frac{70 + 67}{2} = 68,5 \%$$

$$C_{mc} = \frac{40 + 30}{2} = 35,0 \%$$

f) Conjugado de aceleração percentual

$$C_{acp} = C_{mm} - C_{mc} = 68,5 - 35 = 33,5 \% = 0,335$$

g) Conjugado nominal do motor

$$C_{nm} = \frac{716 \times P_{nm}}{W_{nm}} = \frac{716 \times 100}{1.780} = 40,2 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

$$W_{nm} = 1.800 - \frac{1,1 \times 1.800}{100} = 1.780 \text{ rpm}$$

Tabela 7.3 Determinação do tempo de aceleração

Intervalo		Itens correspondentes ao cálculo											
P_1	P_2	W_1	W_2	ΔW	C_{m1}	C_{m2}	C_{c1}	C_{c2}	C_{mm}	C_{mc}	C_{acp}	C_{nm}	C_{ac}
0	10	0	180	180	70	67	40	30	68,5	35,0	33,5	40,22	13,47
10	20	180	360	180	67	62	30	23	64,5	26,5	38,0	40,22	15,28
20	30	360	540	180	62	54	23	20	58,0	21,5	36,5	40,22	14,68
30	40	540	720	180	54	50	20	21	52,0	20,5	31,5	40,22	12,67
40	50	720	900	180	50	57	21	22	53,5	21,5	32,0	40,22	12,87
50	60	900	1.080	180	57	69	22	25	63,0	23,5	39,5	40,22	15,89
60	70	1.080	1.260	180	69	82	25	33	75,5	29,0	46,5	40,22	18,70
70	80	1.260	1.440	180	82	103	33	38	92,5	35,5	57,0	40,22	22,93
80	90	1.440	1.620	180	103	118	38	45	110,5	41,5	69,0	40,22	27,75
90	99	1.620	1.782	180	118	98	45	52	108,0	48,5	59,5	40,22	23,93

Tempo total da partida (s)

O conjugado nominal do motor pode também ser obtido a partir da Tabela 6.4, em função da velocidade nominal do motor, em rpm.

h) Conjugado de aceleração no intervalo considerado

$$C_{ac} = C_{nm} \times C_{acp} = 40,2 \times 0,335 = 13,47 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

i) Tempo de aceleração do motor no intervalo considerado

$$J_{mc} = 1,0600 + 9,4 = 10,46 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$$

$$T_{0-10} = \frac{J_{mc} \times \Delta W}{94 \times C_{ac}} = \frac{10,46 \times 180}{94 \times 13,47} = 1,48 \text{ s}$$

A aplicação dessa metodologia a cada intervalo de tempo considerado, até o motor atingir a velocidade de regime, permite calcular o tempo total gasto na partida. A formação da Tabela 7.3 auxilia a sequência de cálculo.

O tempo total de aceleração do motor é $T = 12,03 \text{ s}$.

Esse mesmo valor poderia ser obtido também com base nos valores médios de conjugado do motor e da carga, ou seja:

j) Conjugado médio do motor

Por se tratar de motor de categoria N, adotar a Equação (7.4).

$$C_{mm} = 0,45 \times (C_p + C_{md})$$

$$C_p = K_1 \times C_{nm} = 0,70 \times 40,2 = 28,14 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

$$K_1 = 70 \% = 0,70 \text{ (gráfico da Figura 7.9)}$$

$$C_{nm} = 40,2 \text{ kgf} \cdot \text{m} \text{ (Tabela 6.4)}$$

$$C_{ma} = K_2 \times C_{nm} = 1,18 \times 40,2 = 47,43 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

$$K_2 = 118 \% = 1,18 \text{ (gráfico da Figura 7.9)}$$

$$C_{mm} = 0,45 \times (28,14 + 47,43) = 34,0 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

k) Conjugado médio da carga ou resistente

Por se tratar de uma carga de conjugado parabólico, adotar a Equação (7.13).

$$C_{mc} = C_i + 0,33 \times \alpha \times W_c^2$$

$$C_i = K_3 \times C_{nm} = 0,40 \times 40,2 = 16,08 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

$$K_3 = 40 \% = 0,40 \text{ (gráfico da Figura 7.9)}$$

Da Equação (7.6) toma-se o valor de α para $\beta = 2$

$$\alpha = \frac{C_c - C_i}{W_{nm}^\beta} = \frac{18,9 - 16,08}{29,67^2} = 0,0032$$

$$C_c = 47,0 \% \times C_{nm} = 0,47 \times 40,2 = 18,9 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

$$W_c = \frac{1.800 - 0,011 \times 1.800}{60} = 29,67 \text{ rps}$$

$$W_{nm} = 29,67 \text{ rps (acoplamento direto: carga e motor)}$$

$$C_{mc} = 16,08 + 0,33 \times 0,0032 \times 29,67^2$$

$$C_{mc} = 17,0 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

l) Tempo de aceleração

De acordo com a Equação (7.20), toma-se o valor do tempo de aceleração do motor.

$$T_{ac} = \frac{J_{mc} \times \Delta W}{94 \times C_{ac}} = \frac{10,46 \times 1.780}{94 \times 17,0} = 11,65 \text{ s}$$

$$C_{ac} = C_{mm} - C_{mc} = 34,00 - 17,0 = 17,0 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

De forma imprecisa, esse valor ainda poderia ser obtido traçando-se aproximadamente os valores médios dos conjugados motor e da carga, conforme se mostra no gráfico da Figura 7.9:

$$C_{acp} = 75 - 33 = 42 \% \text{ (valores marcados com aproximação no gráfico da Figura 7.9).}$$

$$C_{ac} = 0,42 \times 40,2 = 16,88 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

$$T_{ac} = \frac{J_{mc} \times \Delta W}{94 \times C_{ac}} = \frac{10,46 \times 1.780}{94 \times 16,88} = 11,73 \text{ s}$$

Observar que os três resultados são praticamente iguais. É importante também saber que os motores de indução trifásicos acionados sob plena carga apresentam um tempo total de aceleração variável entre 0,5 e 0 s, na maioria dos casos. Quando o acionamento é feito por meio de redução de tensão, o tempo de aceleração é função dos ajustes aplicados aos dispositivos de partida.

7.4.1 Influência da partida de um motor sobre o consumo e a demanda de energia elétrica

A partida de um motor elétrico de indução pouco influencia no consumo e na demanda registrados no medidor de energia elétrica de uma instalação.

a) Influência sobre o consumo

O medidor de consumo de energia elétrica registra somente a potência ativa absorvida pela carga em determinado intervalo de tempo. Como o fator de potência de partida dos motores elétricos de indução é muito pequeno, da ordem de 0,30 a 0,40, e o tempo de partida destes motores é também de valor

reduzido, o consumo de energia no intervalo de partida é, conseqüentemente, muito pequeno.

b) Influência sobre a demanda

Muitas vezes, confunde-se a corrente de partida elevada, característica do acionamento dos motores elétricos de indução, com um conseqüente e proporcional aumento de demanda. Na realidade, mesmo o motor partindo no período de demanda máxima, o acréscimo de demanda é muito pequeno. Isto se deve ao fato de que o medidor da concessionária de energia elétrica registra a demanda máxima, integrando todas as demandas transitórias no período de 15 minutos. Logo, a partida do motor, apesar de solicitar da rede uma corrente elevada, tem uma duração muito pequena, quando comparada com o tempo de integração do medidor. Ademais, a corrente de partida é acompanhada de um fator de potência muito baixo. E como o medidor registra potência ativa, kW, e não potência aparente, kVA, a potência ativa envolvida neste período é relativamente pequena, quando comparada com a potência total solicitada pela rede de alimentação.

A partida com carga ou por meio de chaves de redução de tensão é, acentuadamente, mais lenta que a partida com motor a vazio, ou utilizando dispositivos de partida direta. Ainda continuam válidas, porém, as afirmações anteriores, pois, mesmo que o intervalo de tempo na partida tenha sido ampliado, a potência ativa correspondente é severamente reduzida. Assim, é aconselhável desligar todos os motores ligados desnecessariamente, a fim de economizar energia elétrica. Para demonstrar a grandeza do acréscimo do consumo e demanda durante a partida de um motor de indução, veja o exemplo seguinte:

Exemplo de aplicação (7.6)

Considerar uma indústria dotada de várias cargas, entre elas a de um motor de 200 cv/380 V/IV

polos, acionado diretamente da rede de energia elétrica de média tensão (13,80 kV). O consumidor foi contratado na tarifa verde. O consumo médio mensal da instalação no período seco, fora da ponta, é de 100.000 kWh e a demanda registrada é de 685 kW neste mesmo período. Determinar os acréscimos de consumo e demanda durante a partida do motor de 200 cv que ocorreu no horário fora de ponta seca. O valor da tarifa de consumo de energia elétrica no horário fora de ponta seca é de R\$ 0,21898/kWh e o de demanda é de R\$ 7,74/kW, como se pode observar na Tabela 1.10. O tempo de partida do motor é de 2 s e o fator de potência 0,35.

a) Demanda de partida do motor, em kW

$$D_1 = \sqrt{3} \times V_{nm} \times I_{pm} \times \cos \psi = \sqrt{3} \times 0,38 \times 1.871,2 \times 0,35 = 431,05 \text{ kW}$$

$$I_{pm} = K \times I_p = 6,9 \times 271,2 = 1.871,2 \text{ A}$$

$$I_p = 271,2 \text{ A (Tabela 6.4)}$$

$$K = 6,9 \text{ (Tabela 6.4)}$$

$$\cos \psi = 0,35 \text{ (valor de resultado prático)}$$

b) Energia consumida no intervalo de partida de 2 s

$$E_{c1} = D_1 \times T_p = 431,05 \times \frac{2}{3.600} = 0,239 \text{ kWh}$$

c) Energia consumida no intervalo de 15 min de integração do medidor

$$E_2 = 0,239 + 200 \times 0,736 \times \left(\frac{15 \times 60 - 2}{3.600} \right) = 36,95 \text{ kWh}$$

d) Demanda registrada pelo medidor no intervalo de 15 min, considerando-se toda a carga da instalação ligada

$$D_m = \left(685 - 200 \times 0,736 + 36,95 \frac{\text{kWh}}{1/4\text{h}} \right) = 685,60 \text{ kW}$$

e) Acréscimo na fatura de energia

A conta de energia sem considerar a partida do motor na hora de ponta vale:

$$C_1 = 685 \times 7,74 + 100.000 \times 0,21898 = \text{R\$ } 27.199,90$$

A conta de energia considerando a partida do motor na hora de ponta vale:

$$C_2 = 685,60 \times 7,74 + (100.000 + 0,239) \times 0,21898 = \text{R\$ } 27.204,59$$

$$C_2 = \Delta C = C_2 - C_1 = 27.204,59 - 27.199,90 = \text{R\$ } 4,69$$

Vale ressaltar que nas próximas partidas durante aquele mês de leitura do medidor, na ponta seca, somente se contará o consumo correspondente, pois a demanda já atingiu seu valor máximo e somente será afetada se for registrado o acionamento de um segundo motor no mesmo instante da partida da máquina de 200 cv. Para que o medidor não registre a partida simultânea de todos os motores, em muitas indústrias costuma-se desligar o disjuntor geral, quando ocorre a falta de energia na rede de alimentação, o que não é necessário, na maioria delas, devido, normalmente, ao fato de os contactores e as chaves de partida com redução de tensão que ligam os referidos motores terem suas bobinas ligadas a um autocontato auxiliar que impede a partida de qualquer máquina com o retorno da tensão de alimentação.

7.4.2 Influência de partidas frequentes sobre a temperatura de operação do motor

Durante a partida, a elevada corrente resultante provoca perdas excessivas nos enrolamentos estatóricos e rotóricos. Se o motor já está em operação e, portanto, aquecido à sua temperatura de regime, e se for desligado e logo em seguida religado, sem que haja tempo suficiente para a temperatura de suas partes ativas declinarem de certo valor, este procedimento pode elevar a temperatura dos enrolamentos a níveis superiores àqueles indicados para a classe de isolamento do motor.

Há muitas aplicações em que o motor funciona em ciclos de operação que leva a frequentes acionamentos. Neste caso, é necessário especificar o motor para aquela atividade em particular. A verificação da capacidade do motor em funcionar para um ciclo de operação determinado pode ser obtida da seguinte forma:

a) Determinação do tempo de aceleração

Este procedimento já foi discutido na seção anterior.

b) Potência de perda nos enrolamentos durante a partida, transformada em calor

Enrolamentos estatóricos

$$P_e = \frac{3 \times R_e \times I_p^2}{1.000} \text{ (kW)} \quad (7.22)$$

R_e - resistência estatórica, em Ω ;

I_p - corrente de partida, em A.

Enrolamentos rotóricos

$$P_r = \frac{0,01974 \times J_{mc} \times W_s^2}{F^2 \times T_{ac}} \text{ (kW)} \quad (7.23)$$

W_s - velocidade angular síncrona do motor, em rpm;

F - frequência da rede, em Hz;

J_{mc} - momento de inércia do motor e da carga, em $\text{kg} \cdot \text{m}^2$;

T_{ac} - tempo de aceleração do motor, em s.

Logo, a potência de perda total na partida vale:

$$P_p = P_e + P_r$$

c) Potência de perda em regime normal na potência nominal

$$P_m = P_{nm} \times 0,736 \times \frac{1-\eta}{\eta} \quad (7.24)$$

P_{nm} - potência nominal do motor;

η - rendimento do motor.

d) Potência de perda eficaz referente à operação normal durante o ciclo de carga

$$P_{ef} = \sqrt{\frac{\sum (P_p^2 \times T_{ac} + P_m^2 \times T_r)}{\sum T_c}} \text{ (kW)} \quad (7.25)$$

T_{ac} - tempo de aceleração do motor;

T_r - tempo de regime de operação normal, em s;

T_c - tempo total de um ciclo completo de operação, em s.

e) Temperatura do motor devido ao ciclo de operação

Neste caso, considera-se que a temperatura do ambiente esteja a 40 °C. Logo, a elevação de temperatura acima da temperatura ambiente é de:

$$\Delta T_{op} = \frac{\Delta T_n \times P_{ef}}{P_m} \text{ (}^\circ\text{C)} \quad (7.26)$$

ΔT_{op} - elevação da temperatura acima da temperatura ambiente, em °C;

ΔT_n - elevação de temperatura nominal do motor, em °C.

A sobrelevação da temperatura nominal dos motores depende de sua classe de isolamento, cujos valores são dados na [Tabela. 7.4](#).

Tabela 7.4 Sobrelevação de temperatura nominal

Classe de isolamento	Sobrelevação de temperatura	Acréscimo para o ponto mais quente	Limite da temperatura
A	60	5	105
E	75	5	120
B	80	10	130
F	100	15	155
H	125	15	180

Exemplo de aplicação (7.7)

Considerar um motor de 300 cv/380 V/IV polos, cuja resistência do enrolamento estatórico é de 0,016 Ω /fase. O momento de inércia da carga está no limite da capacidade do motor. O escorregamento do motor é de 1,1 % e tem classe de isolamento F. O ciclo de acionamento do motor é dado na Figura 7.10. Determinar a temperatura do motor para o ciclo de carga considerado.

a) Momento de inércia da carga

De acordo com a Equação (7.2), tem-se:

$$J_c = 0,04 \times P_{nm}^{0,9} \times N_p^{2,5}$$

$$J_c = 0,04 \times (0,736 \times 300)^{0,9} \times 2^{2,5} = 29,12 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$$

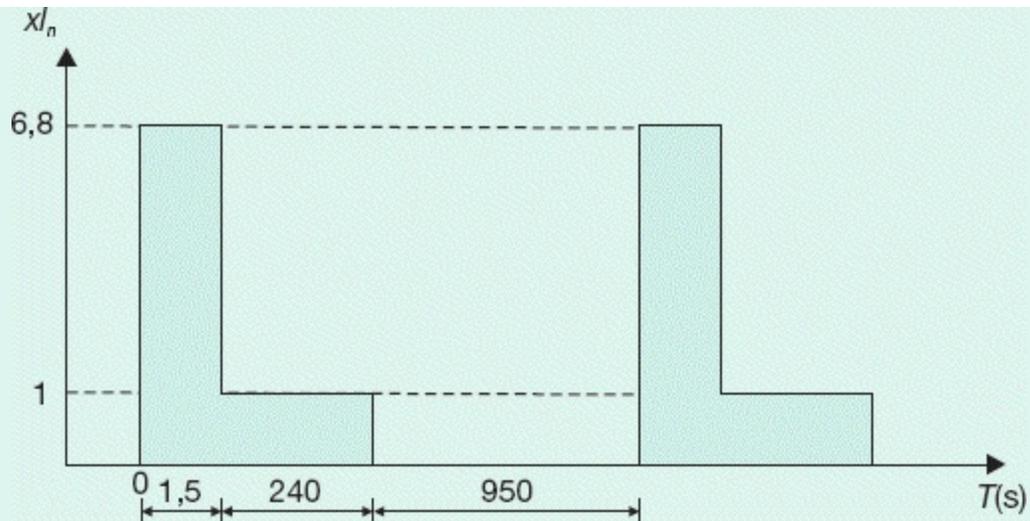


Figura 7.10 Ciclo de acionamento do motor.

b) Momento de inércia motor-carga

$$J_{mc} = J_m + J_c = 6,66 + 29,12 = 35,78 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$$

$$J_m = 6,66 \text{ kg} \cdot \text{m}^2 \text{ (Tabela 6.4)}$$

c) Potência de perda nos enrolamentos durante a partida

Enrolamentos estáticos

$$P_e = \frac{3 \times R_e \times I_p^2}{1.000} = \frac{3 \times 0,016 \times 2.619,3^2}{1.000} = 329,31 \text{ kW}$$

$$I_p = 6,8 \times I_{nm} \text{ (Figura 7.9)}$$

$$I_{nm} = 385,2 \text{ A (Tabela 6.4)}$$

$$I_p = 6,8 \times 385,2 = 2.619,3 \text{ A}$$

Enrolamentos rotóricos

De acordo com a Equação (7.22), tem-se:

$$P_r = \frac{0,01974 \times 35,78 \times 1.800^2}{60^2 \times 1,5} = 423,77 \text{ kW}$$

$$T_{ac} = 1,5 \text{ s (Figura 7.9)}$$

d) Potência total de perda na partida

$$P_p = P_e + P_r = 329,31 + 423,77 = 753,08 \text{ kW}$$

e) Potência de perda em regime normal na potência nominal

$$P_m = P_{nm} \times 0,736 \times \frac{1-\eta}{\eta} = 300 \times 0,736 \times \frac{1-0,96}{0,96} = 9,2 \text{ kW}$$

$$\eta = 0,96 \text{ (Tabela 6.4)}$$

f) Potência de perda eficaz

$$P_{ef} = \sqrt{\frac{\sum (P_p^2 \times T_{ac} + P_m^2 \times T_r)}{\Sigma T_c}} = \sqrt{\frac{753,08^2 \times 1,5 + 9,2^2 \times 240}{1.191,5}}$$

$$P_{ef} = 27,03 \text{ kW}$$

$$T_r = 240 \text{ s (Figura 7.10)}$$

$$T_c = 1,5 + 240 + 950 = 1.191,5 \text{ s}$$

g) Temperatura do motor devido ao ciclo de carga

$$\Delta T_{op} = \frac{\Delta T_n \times P_{ef}}{P_m} = \frac{100 \times 27,03}{9,2} = 293,8 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$\Delta T_n = 100 \text{ }^\circ\text{C (Tabela 7.4)}$$

Conclui-se que o motor fica submetido a uma temperatura muito superior ao limite de sua classe de isolamento, no caso, 155 °C. Portanto, é necessário alterar o ciclo de operação, permitindo

um maior tempo entre cada ciclo.

7.5 Tempo de rotor bloqueado

É aquele durante o qual o motor pode permanecer com o rotor travado, absorvendo, neste período, sua corrente nominal de partida, sem afetar sua vida útil.

O fabricante normalmente informa na *folha de dados* do motor o tempo de rotor bloqueado a partir da temperatura de operação, bem como sua corrente de rotor bloqueado. Estes valores assumem uma importância fundamental na montagem do esquema de proteção dos motores.

O tempo de rotor bloqueado é calculado em função do gráfico *corrente × velocidade angular* fornecido pelo fabricante. Tomando-se os valores médios dessas correntes para os intervalos de tempo de aceleração determinados, obtém-se a curva média *corrente × tempo de aceleração*. No ponto de inflexão dessa curva, marca-se o tempo de aceleração que corresponde ao tempo de rotor bloqueado.

A curva *corrente × velocidade angular* é uma característica própria do motor. Já a curva *corrente × tempo de aceleração* é função da carga e do sistema utilizado para o acionamento do motor.

O tempo de rotor bloqueado pode ser determinado a partir da tensão aplicada ao motor no momento do acionamento, de acordo com a Equação (7.27).

$$T_{rb} = T_n \times \left(\frac{V_n}{V_{rb}} \right)^2 \quad (7.27)$$

T_n - tempo nominal de rotor bloqueado, em s;

V_n - tensão nominal do motor, em A;

V_{rb} - tensão aplicada no momento da partida, em V.

Se for imposta ao motor uma corrente de partida definida, como pode ocorrer com a aplicação de chaves *soft-starter*, o tempo de rotor bloqueado pode ser determinado pela Equação (7.28).

$$T_{rb} = T_n \times \left(\frac{I_{pn}}{I_{cr}} \right)^2 \quad (7.28)$$

I_{pn} - corrente de partida nominal do motor, em A;

I_{cr} - corrente aplicada no momento da partida do motor, em V.

Exemplo de aplicação (7.8)

Tomando como base o Exemplo de aplicação da Seção 7.5, determinar o tempo de rotor bloqueado do motor em questão.

Traça-se inicialmente a curva de conjugado aceleração \times velocidade. Com base no gráfico da corrente \times velocidade angular, dado na Figura 7.9 e na Tabela 7.3, dos tempos de aceleração, determina-se a curva média corrente \times tempo de aceleração vista na Figura 7.11. O ponto T_{rb} mede o tempo de rotor bloqueado, que, no caso, é de 11,48 s, no ponto em que a curva mostra seu ponto de inflexão.

Para exemplificar, a determinação de um ponto no gráfico da Figura 7.12, no caso o segundo ponto, foi obtido, considerando que o tempo de 1,48 s corresponde à velocidade de 10 % da velocidade angular síncrona do gráfico da Figura 7.9 e Tabela 7.3. Com esse valor, obtém-se a corrente de partida, que vale 5,7 vezes a corrente nominal.

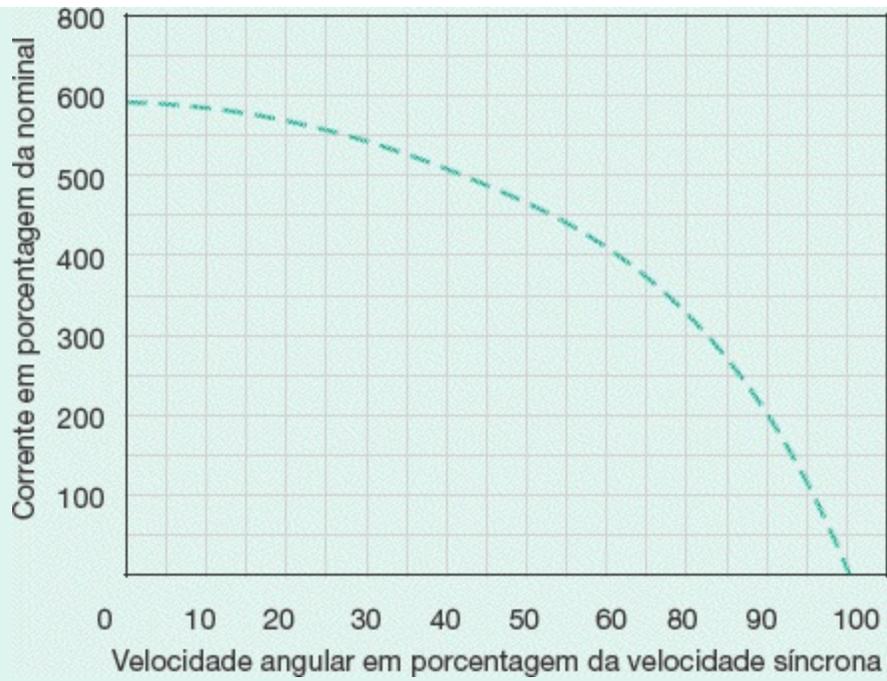


Figura 7.11 Curva corrente \times velocidade angular de um motor.

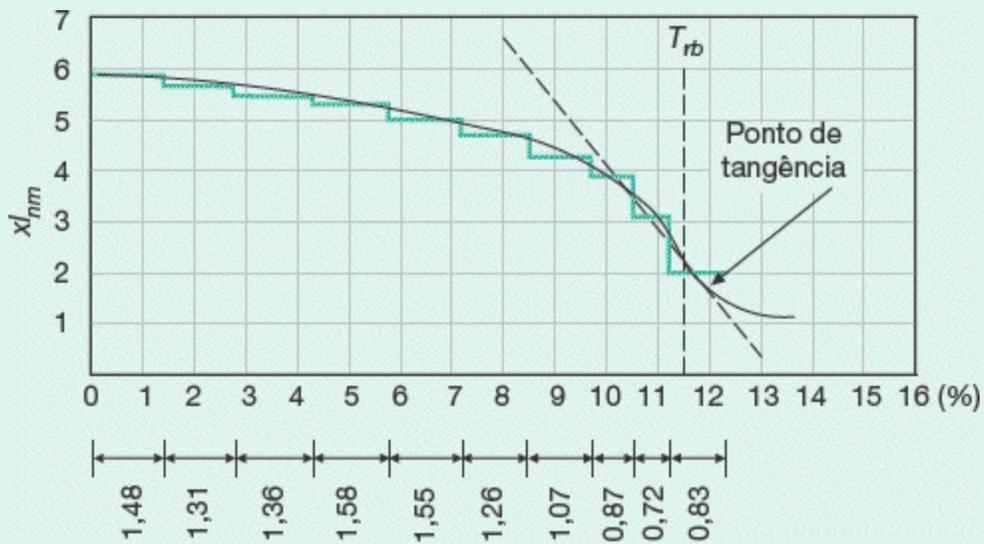


Figura 7.12 Curva média corrente \times tempo de aceleração.

Exemplo de aplicação (7.9)

Determinar o tempo de rotor bloqueado de um motor de 180 cv/IV polos/380 V, sabendo que o mesmo é acionado por uma chave compensadora ajustada no tape de 80 %.

A partir da Equação (7.27), tem-se:

$$T_{rb} = T_n \times \left(\frac{V_n}{V_{rb}} \right)^2 = 11 \times \left(\frac{380}{0,8 \times 380} \right)^2 = 17,18 \text{ s}$$

$$T_n = 11 \text{ s (Tabela 6.4)}$$

7.6 Sistema de partida de motores

A adoção de um sistema de partida eficiente pode ser considerada uma das regras básicas para se obter do motor uma vida útil prolongada, custos operacionais reduzidos, além de dar à equipe de manutenção da indústria tranquilidade no desempenho das tarefas diárias.

Os critérios para a seleção do método de partida adequado envolvem considerações quanto à capacidade da instalação, requisitos da carga a ser considerada, além da capacidade do sistema gerador.

Os principais tipos de partida e suas particularidades serão objeto de estudo detalhado nas seções seguintes.

7.6.1 Partida direta

É o método de partida mais simples, em que não são empregados dispositivos especiais de acionamento do motor. Apenas são utilizados contactores, disjuntores ou chaves interruptoras.

Os motores somente podem partir diretamente da rede se forem satisfeitas as seguintes condições:

- a corrente nominal da rede é tão elevada que a corrente de partida do motor não é relevante;
- a corrente de partida do motor é de baixo valor porque sua potência é pequena;
- a partida do motor é feita sem carga, o que reduz a duração da corrente de partida e, conseqüentemente, atenua os efeitos sobre o sistema de alimentação.

Os fatores que impedem a partida dos motores diretamente da rede secundária são:

- a potência de o motor ser superior ao máximo permitido pela concessionária local, normalmente estabelecida em 5 cv, quando a unidade de consumo é alimentada em baixa tensão pela rede da concessionária;
- a carga a ser movimentada necessitar de acionamento lento e progressivo.

7.6.2 Partida por meio da chave estrela-triângulo

Em instalações elétricas industriais, principalmente aquelas sobrecarregadas, podem ser usadas chaves estrela-triângulo como forma de suavizar os efeitos de partida dos motores elétricos.

Como já foi observado, só é possível o acionamento de um motor elétrico por meio de chaves estrela-triângulo se este possuir seis terminais acessíveis e dispuser de dupla tensão nominal, tal como 220/380 V ou 380/660 V.

O procedimento para o acionamento do motor é feito, inicialmente, ligando-o na configuração estrela até que este alcance uma velocidade próxima da velocidade de regime, quando então esta conexão é desfeita e

executada a ligação em triângulo. A troca da ligação durante a partida é acompanhada por uma elevação de corrente, fazendo com que as vantagens de sua redução desapareçam se a comutação for antecipada em relação ao ponto ideal. A [Figura 7.13](#) representa, esquematicamente, uma chave estrela-triângulo conectada aos terminais de um motor.

Durante a partida em estrela, o conjugado e a corrente de partida ficam reduzidos a $1/3$ de seus valores nominais. Neste caso, um motor só pode partir através de chave estrela-triângulo quando seu conjugado, na ligação em estrela, for superior ao conjugado da carga do eixo. Devido ao baixo conjugado de partida e relativamente constante a que fica submetido o motor, as chaves estrela-triângulo são mais adequadamente empregadas em motores cuja partida se dá em vazio.

A seguir, são apresentadas algumas vantagens e desvantagens das chaves estrela-triângulo:

a) Vantagens

- Custo reduzido.
- Elevado número de manobras.
- Corrente de partida reduzida a $1/3$ da nominal.
- Baixas quedas de tensão durante a partida.
- Dimensões relativamente reduzidas.

b) Desvantagens

- Aplicação específica a motores com dupla tensão nominal e que disponham de pelo menos seis terminais acessíveis.

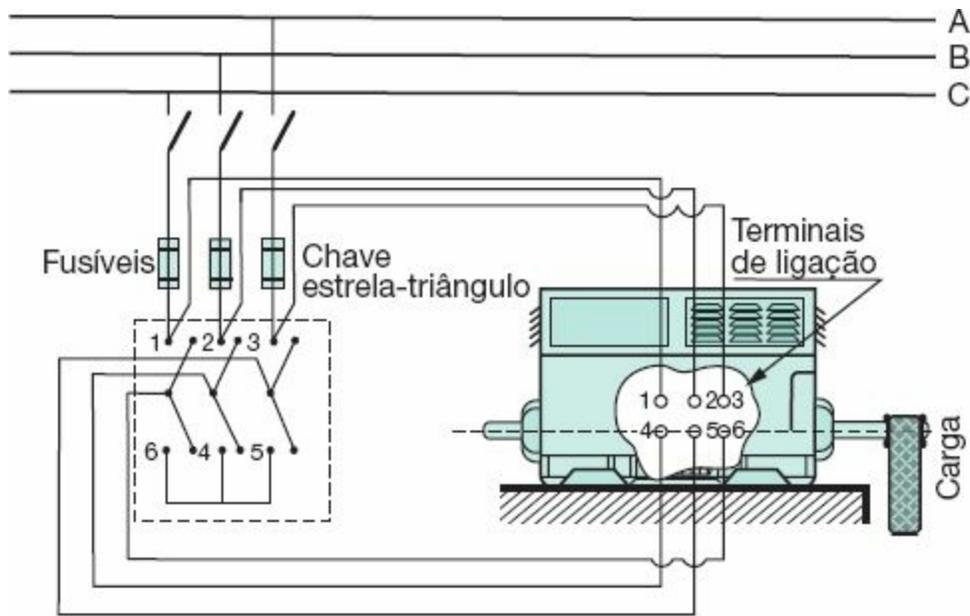


Figura 7.13 Esquema de ligação tripolar da chave estrela-triângulo.

- Conjugado de partida reduzido a 1/3 do nominal.
- A tensão da rede deve coincidir com a tensão em triângulo do motor.
- O motor deve alcançar, pelo menos, 90 % de sua velocidade de regime para que, durante a comutação, a corrente de pico não atinja valores elevados, próximos, portanto, da corrente de partida com acionamento direto.

A [Figura 7.14](#) caracteriza o diagrama que relaciona a corrente de partida pela corrente nominal, quando o motor está submetido a um conjugado resistente M_r . Conectando-se o motor em estrela, este acelera a carga até a velocidade aproximada de 85 % de sua rotação nominal, quando, neste ponto, a chave é levada à posição triângulo. Assim, a corrente que era de praticamente 170 % da nominal alcança o valor de 380 % da corrente nominal, não apresentando, portanto, redução significativa, já que na partida em estrela seu valor atingiu 270 % da corrente nominal. A [Figura 7.15](#) mostra o comportamento do conjugado motor em porcentagem do nominal, relativamente à sua velocidade de acionamento.

Observando-se a [Figura 7.16](#), característica do mesmo motor, partindo

na conexão em estrela e acelerando, agora até 95 % da velocidade nominal, obtém-se uma corrente de partida de 140 % da nominal. Quando, neste ponto, a chave é comutada para a ligação em triângulo, a corrente atinge o valor de apenas 290 % da nominal, melhorando as condições do acionamento. Se o acionamento fosse direto da rede, a corrente atingiria o valor de 600 % da nominal. A [Figura 7.17](#) mostra o comportamento do conjugado motor nas mesmas circunstâncias.

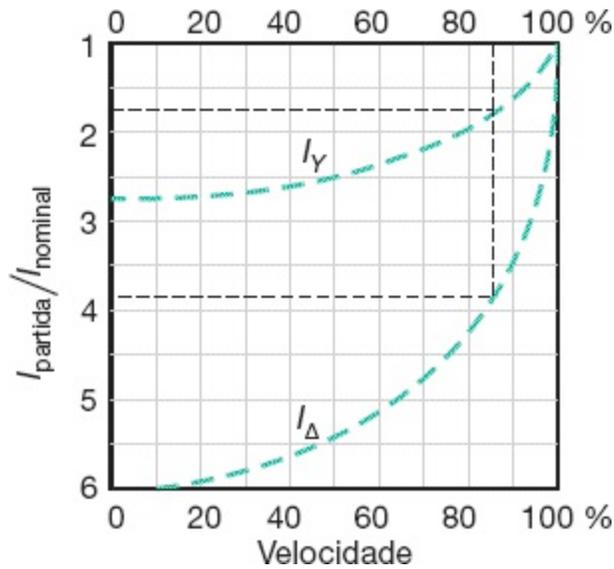


Figura 7.14 Curvas corrente \times velocidade.

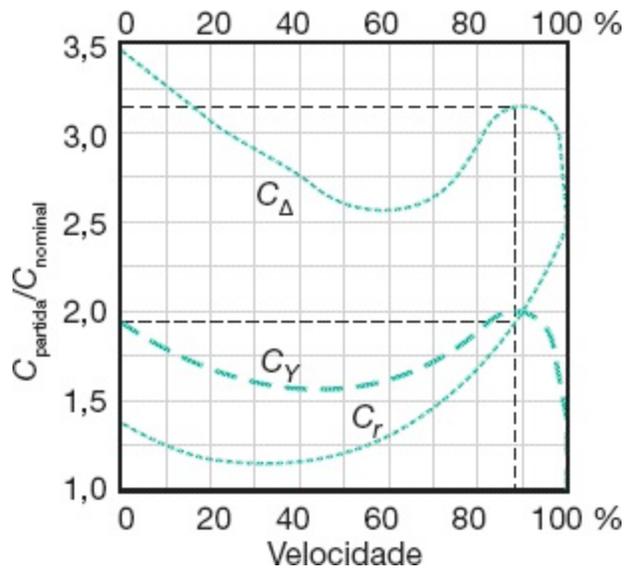


Figura 7.15 Curvas conjugado \times velocidade.

A **Tabela 6.3** orienta a ligação de motores trifásicos, relacionando as tensões nominais de placa com a correspondente tensão nominal da rede de alimentação, indicando a possibilidade de acionamento dos mesmos por meio de chave estrela-triângulo.

7.6.3 Partida por meio de chave compensadora

A chave compensadora é composta, basicamente, de um autotransformador com várias derivações, destinadas a regular o processo de partida. Este autotransformador é ligado ao circuito do estator. O ponto estrela do autotransformador fica acessível e, durante a partida, é curto-circuitado, ligação esta que se desfaz logo que o motor é conectado diretamente à rede. Normalmente, este tipo de partida é empregado em motores de potência elevada, acionando cargas com alto índice de atrito, como britadores, máquinas acionadas por correias transportadoras, calandras e semelhantes. A **Figura 7.18** representa, esquematicamente, uma chave compensadora construída a partir de três autotransformadores.

As derivações, normalmente encontradas nos autotransformadores de chaves compensadoras, são de 65 % e 80 %. Relativamente às chaves estrela-triângulo, podem-se enumerar algumas vantagens e desvantagens da chave compensadora.

a) Vantagens

- Na derivação 65 %, a corrente de partida na linha se aproxima do valor da corrente de acionamento, utilizando chave estrela-triângulo.
- A comutação da derivação de tensão reduzida para a tensão de suprimento não acarreta elevação da corrente, já que o autotransformador se comporta, neste instante, semelhantemente a uma reatância que impede o crescimento da mesma.

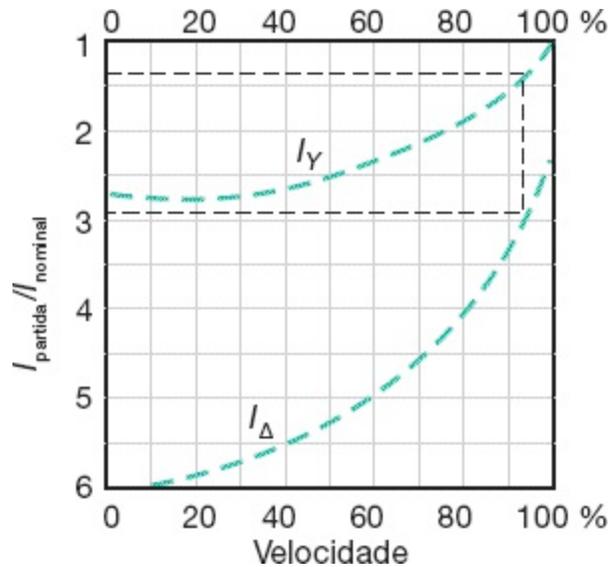


Figura 7.16 Curvas corrente \times velocidade.

- Variações gradativas de tape para que se possa aplicar a chave adequadamente à capacidade do sistema de suprimento.

b) Desvantagens

- Custo superior ao da chave estrela-triângulo.
- Dimensões normalmente superiores às chaves estrela-triângulo, acarretando o aumento no volume dos Centros de Controle de Motores (CCM).
- O conjugado do motor durante a aceleração fica reduzido com o quadrado da tensão do tape ajustado, conforme se pode observar na [Figura 7.19](#).

Deve-se alertar para o fato de que:

$$V_l \times I_l = V_s \times I_s$$

V_l - tensão de linha ou de alimentação do autotransformador;

I_l - corrente de linha;

V_s - tensão de saída do autotransformador, equivalente ao tape de ligação;

I_s - corrente de saída do autotransformador.

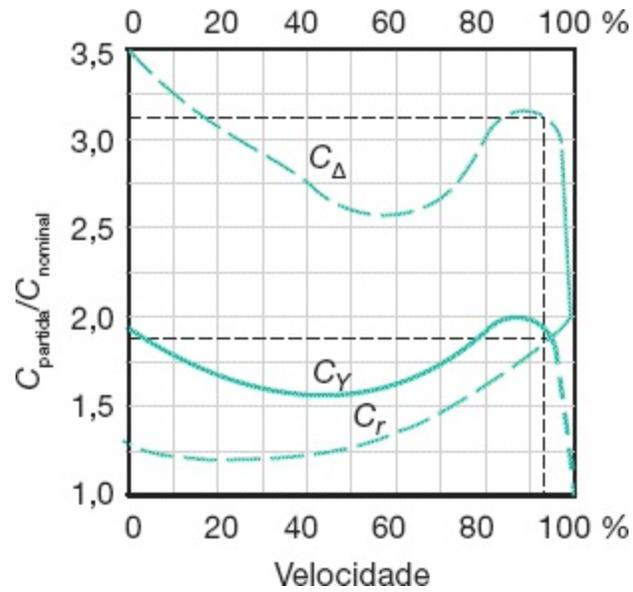


Figura 7.17 Curvas conjugado \times velocidade.

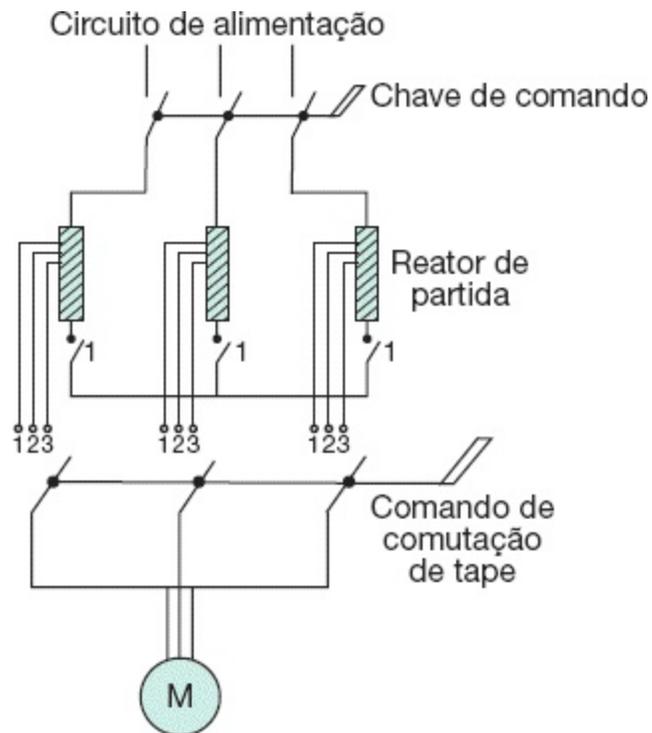


Figura 7.18 Ligação da chave compensadora.

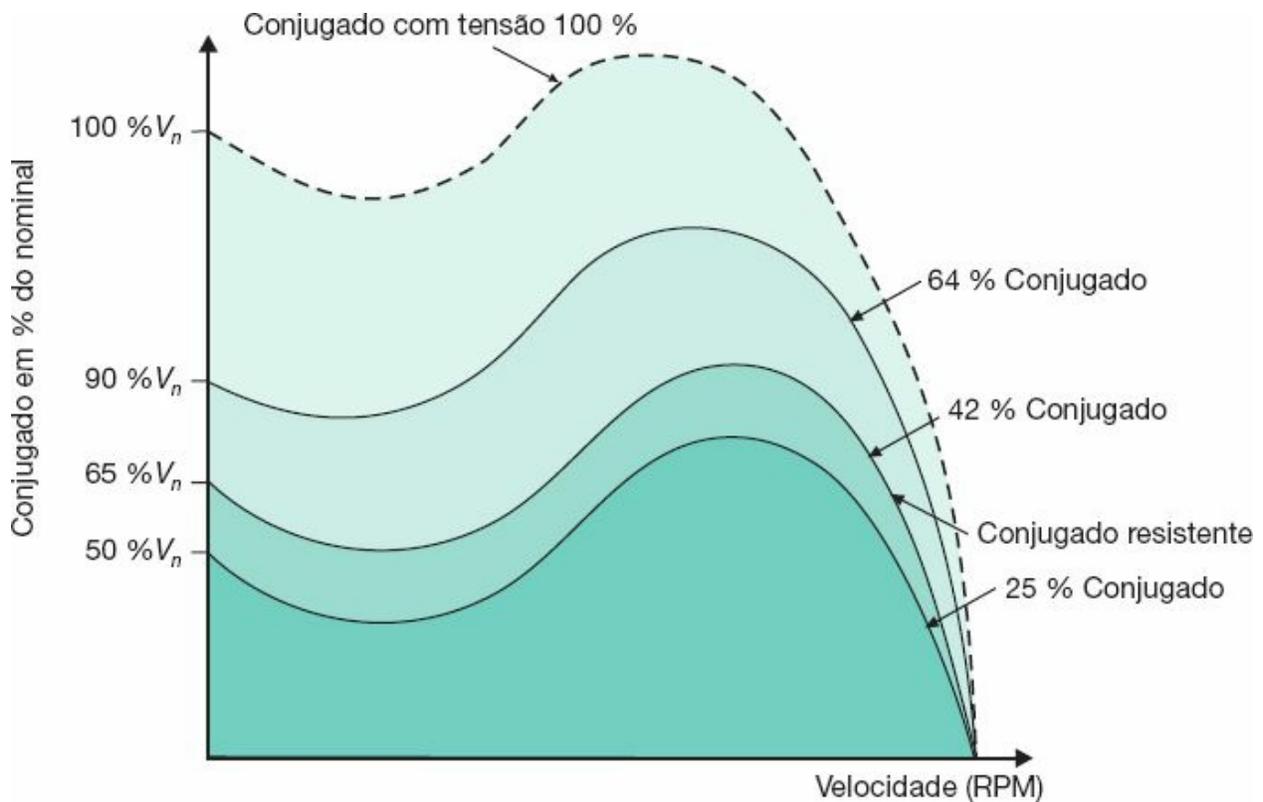


Figura 7.19 Curvas de conjugado em função da tensão do tape.

Exemplo de aplicação (7.10)

Determinar a tensão nos terminais de um motor de 50 cv (68,8 A/380 V) durante sua partida quando a chave compensadora está ajustada ao tape de 80 %.

$$V_s = 0,80 \times 380 = 304 \text{ V}$$

Nessas condições, a corrente nos terminais do motor também se reduzirá ao valor de 80 % da corrente nominal, ou seja:

$$I_s = 0,80 \times 68,8 = 55,04 \text{ A}$$

A corrente de linha assume o valor de:

$$I_l = 0,80 \times I_s = 0,80 \times 55,04 = 44,0 \text{ A}$$

O conjugado de partida fica reduzido, relativamente ao valor nominal, de:

$$C_p = 0,8 \times 0,80 \times C_{np} = 0,64 \times C_{np}$$

7.6.4 Partida por meio de chaves estáticas (*soft-starters*)

Popularmente conhecidas como chaves *soft-starters*, são constituídas de um circuito eletrônico acoplado a um microprocessador que controla um conjunto de tiristores responsáveis pelo ajuste da tensão aplicada aos terminais do motor. Ademais, com ajustes acessíveis, pode-se controlar o torque do motor e a corrente de partida a valores desejados, em função da exigência da carga.

Como as chaves *soft-starters* são elementos eletrônicos que não garantem uma separação galvânica adequada entre a fonte e a carga, deve ser instalada uma chave seccionadora que permita uma distância de abertura entre os contatos. De acordo com a norma, nunca deve ser utilizado um dispositivo a semicondutores como seccionamento de um circuito.

As principais aplicações das chaves *soft-starters* são:

- Reduzir a corrente de partida durante o acionamento dos motores elétricos, conseqüentemente reduzindo a queda de tensão no sistema de alimentação.
- Aceleração em rampa do motor com objetivo de proteger as pessoas e produtos. Empregadas, respectivamente, nos casos de escadas rolantes e esteiras de engarramento.
- Desaceleração suave das cargas com o objetivo de proteger as pessoas e produtos. Empregadas, respectivamente, nos casos de escadas rolantes e esteiras de engarramento.
- Limitação do conjugado do motor com o objetivo de reduzir a sobressolicitação das máquinas, aumentando sua vida útil.

- Desaceleração suave dos sistemas de bombeamento com o objetivo de eliminar o golpe de aríete.
- Possibilidade de acionamento de vários motores a partir de uma única chave.

As principais características das chaves de partida estáticas são mencionadas a seguir.

7.6.4.1 *Corrente nominal da chave*

A determinação correta da corrente nominal da chave estática muitas vezes é prejudicada pela falta de informação das condições operacionais do motor. Assim, o dimensionamento da corrente nominal da chave estática pode ser realizado, de forma prática, aplicando sobre a corrente nominal do motor um fator de sobrecarga, cujo resultado é a corrente que deve ser adotada para a chave estática, de acordo com a [Tabela 7.5](#).

Tabela 7.5 Fator de multiplicação de corrente do motor

Tipo de máquina	Fator de multiplicação
Compressores	1
Bomba centrífuga	1
Ventiladores inferiores a 25 cv	1,3
Ventiladores superiores a 25 cv	1,5
Moinhos	2
Transportadores	2
Máquinas centrífugas	2

7.6.4.2 Acionamento em rampa de tensão

É a principal função da chave de partida estática, quando empregada para substituir as chaves de partida eletromecânicas. Essa função gera na saída uma tensão controlada de valor crescente e contínuo, a partir do valor ajustado, conforme pode ser observado na [Figura 7.20](#).

a) Ajuste do valor da tensão em rampa

As chaves de partida estáticas podem ser ajustadas no módulo de tensão, de forma a se ter uma tensão inicial de partida responsável pelo conjugado inicial que irá acionar a carga. Ao se ajustar a tensão de partida em um valor V_p e um tempo de partida ou tempo de rampa, T_p , a tensão cresce do valor V_p até atingir a tensão de linha do sistema, no intervalo de tempo T_p , conforme está mostrado na [Figura 7.20](#). Ajustado o tempo de rampa T_p na chave estática, seu valor poderá não ocorrer no final da partida, em função das condições operacionais do motor, como momento de inércia da carga, curva conjugado \times velocidade do motor e da carga etc.

O valor do ajuste da tensão de rampa pode ser determinado aproximadamente pela Equação (7.29):

$$V_p = V_{nm} \times \sqrt{\frac{C_i + 0,15 \times C_{nm}}{C_p}} \quad (\text{V}) \quad (7.29)$$

V_{nm} - tensão nominal do motor;

C_{nm} - conjugado nominal do motor;

C_i - conjugado inicial da carga no momento da partida;

C_p - conjugado nominal do motor no momento da partida.

A tensão de ajuste da chave *soft-starter* também pode ser obtida pelas

Equações (7.30) e (7.31)

$$V_{pp} = 1,15 \times \sqrt{\frac{C_{ppc}}{C_{ppm}}} (\%) \quad (7.30)$$

$$V_{pp} = 1,15 \times \sqrt{\frac{C_{pmm}}{C_{pcm}}} (\%) \quad (7.31)$$

V_{pp} - tensão percentual de partida em relação à tensão nominal;

C_{ppc} - conjugado inicial percentual da carga em relação ao conjugado nominal do motor no momento da partida;

C_{ppm} - conjugado percentual de partida do motor em relação ao conjugado nominal;

C_{pmm} - conjugado mínimo percentual do motor em relação ao conjugado nominal;

C_{pcm} - conjugado percentual da carga no ponto correspondente ao conjugado mínimo do motor.

Deve-se adotar para o ajuste da chave *soft-starter* o maior valor entre os resultados obtidos.

O valor do ajuste da tensão de partida V_p e V_{pp} é função do tipo de carga que se deseja acionar, conforme se pode explicar nos seguintes exemplos:

- Bombas

Neste caso, a tensão de partida não deve receber um ajuste elevado, a fim de evitar o fenômeno conhecido como golpe de aríete, que se traduz pela onda de pressão da coluna de líquido durante os processos de partida e parada. Por outro lado, a tensão não pode receber um ajuste muito baixo sob pena de não se realizar o processo de partida.

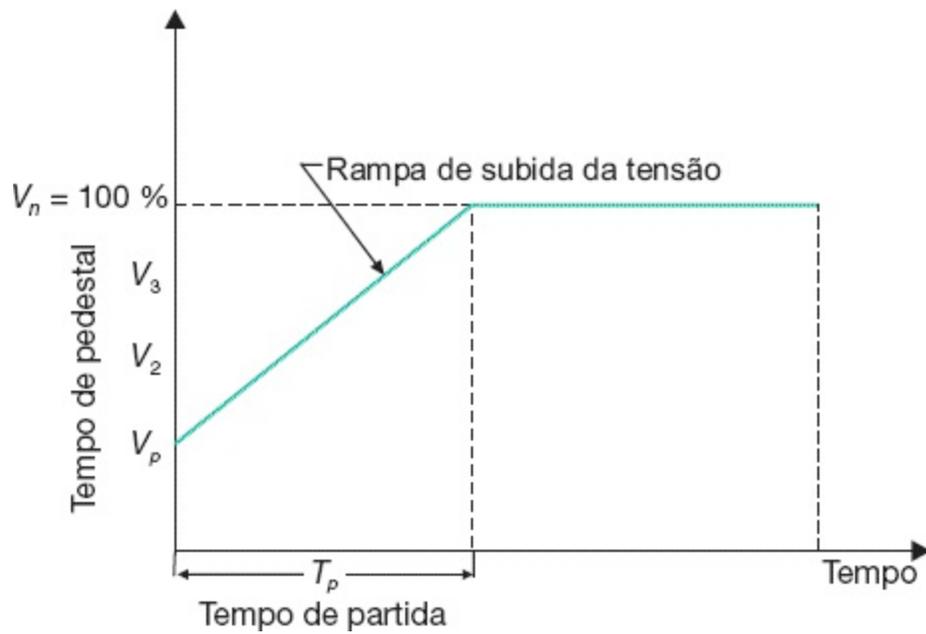


Figura 7.20 Elevação da tensão aplicada.

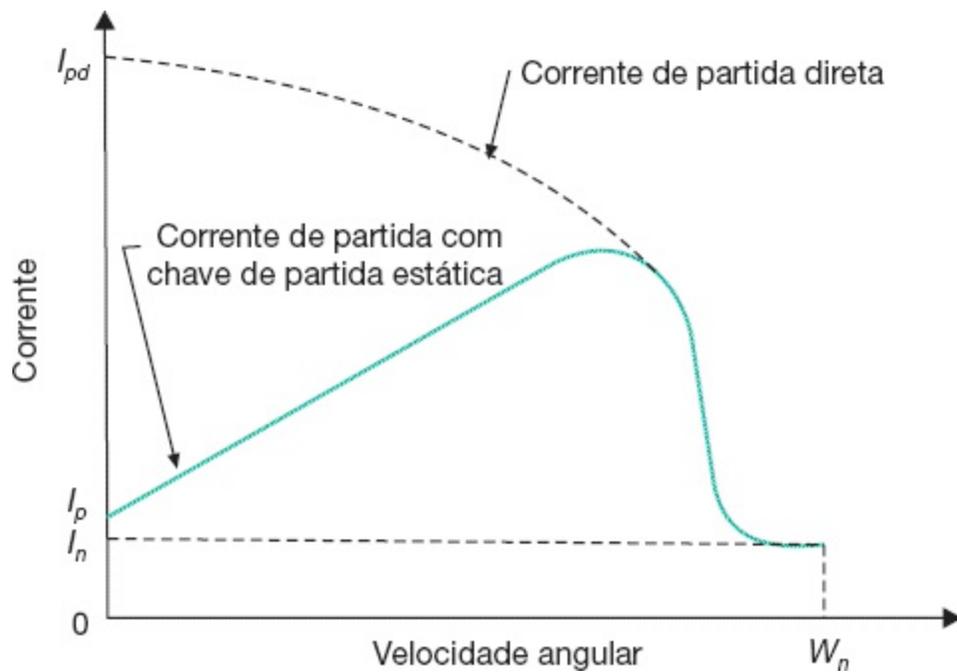


Figura 7.21 Redução da corrente de partida.

- Ventiladores

Assim como as bombas, o valor de ajuste da tensão de partida V_p deve

ser baixo, mas o suficiente para permitir um torque motor adequado à carga. O ajuste do tempo de partida T_p não deve ser muito curto. Em geral, usa-se a limitação da corrente de partida para estender o tempo de partida T_p , enquanto a inércia do sistema é superada. O conjugado de partida do motor deve estar, no mínimo, 15 % acima do conjugado do ventilador.

b) Ajuste do tempo de partida em rampa

O tempo de partida T_p pode ser determinado a partir da Equação (7.32):

$$T_p = T_{pd} \times \left(\frac{V_{nm}}{V_p} \right)^2 \quad (7.32)$$

T_{pd} - tempo de partida do motor ligado diretamente à rede de alimentação.

O ajuste da tensão de partida deve ser de tal magnitude que permita se alcançar um conjugado de aceleração suficiente para vencer o conjugado resistente. Em geral, esse ajuste deve corresponder a 75 % do pulso de tensão de partida. De forma prática, o tempo de partida pode ser admitido também igual ao tempo de partida do motor com chave estrela-triângulo.

Durante o tempo de partida T_p , o microprocessador convenientemente instruído eleva a tensão nos terminais do motor, iniciando-se com o valor da tensão de -partida, ou tensão inicial de rampa, que pode ser ajustada, em geral, entre 15 % e 100 % da tensão do sistema e ao cabo do tempo T_p a tensão de partida assume o valor da tensão do sistema. Se o motor atingir a rotação nominal antes do tempo T_p , então a chave de partida estática transfere a tensão plena do sistema aos terminais do motor.

A [Figura 7.21](#) mostra a curva de corrente resultante durante o processo de aceleração. A curva de característica de corrente \times tempo está definida na [Figura 7.22](#).

Considerando-se que o conjugado motor varia de forma quadrática com

a tensão, e a corrente cresce de forma linear, pode-se limitar o conjugado de partida do motor, bem como sua corrente de partida, mediante o controle da tensão eficaz que é aplicada aos terminais do motor.

7.6.4.3 Desaceleração em rampa de tensão

Muitas cargas necessitam de uma desaceleração suave. Assim, no caso de uma esteira transportadora de garrafas, é fundamental que se faça uma parada lenta, a fim de evitar que as garrafas tombem, quebrando-se ou derramando o líquido. Outro caso típico são as bombas centrífugas que quando desligadas podem produzir o denominado golpe de aríete, que consiste em uma brusca parada da coluna d'água, podendo provocar a ruptura da tubulação ou danos à própria bomba. Na indústria têxtil, pode-se citar o exemplo de paradas bruscas nos filatórios e teares que acarretam a quebra dos fios, prejudicando a qualidade do tecido.

As chaves estáticas permitem que se desacelere o motor de duas diferentes formas. A primeira forma consiste em tornar repentinamente nula a tensão nos terminais de saída da chave, fazendo o motor parar por inércia das massas acopladas ao eixo. No segundo caso, a chave estática controla o tempo de desaceleração do motor, decrescendo a tensão de seu valor nominal até um valor mínimo de tensão, conforme mostrado na [Figura 7.23](#).

A função de desaceleração em rampa, V_{di} , é normalmente ajustada no valor em que se quer que o motor inicie sua desaceleração. A partir do valor V_{di} a tensão vai reduzindo na forma de uma rampa declinante até o valor da tensão de desligamento final V_{df} , quando o motor para de girar. Neste instante, a tensão é retirada dos terminais do motor.

O tempo de desligamento T_d da [Figura 7.23](#) pode ser ajustado entre 1 e 20 s, sendo que a tensão inicial de desligamento V_{di} é igual, em geral, a 90 % da tensão nominal do sistema, enquanto a tensão de desligamento final V_{df} é cerca de 85 % da tensão de partida V_p , ou seja, no nível mais baixo de ajuste,

que corresponde a 47 % da tensão nominal do sistema. Quando a chave está conectada a um PC, pode-se obter através de *software* tempos de desligamento de até 1.000 s. Tratando-se de sistemas de bombeamento, deve-se ajustar o tempo de desligamento entre 5 e 15 s, podendo-se chegar a um valor não superior a 80 s. Porém, em geral, as chaves têm ajustes próprios do tempo de desligamento entre 1 e 20 s.

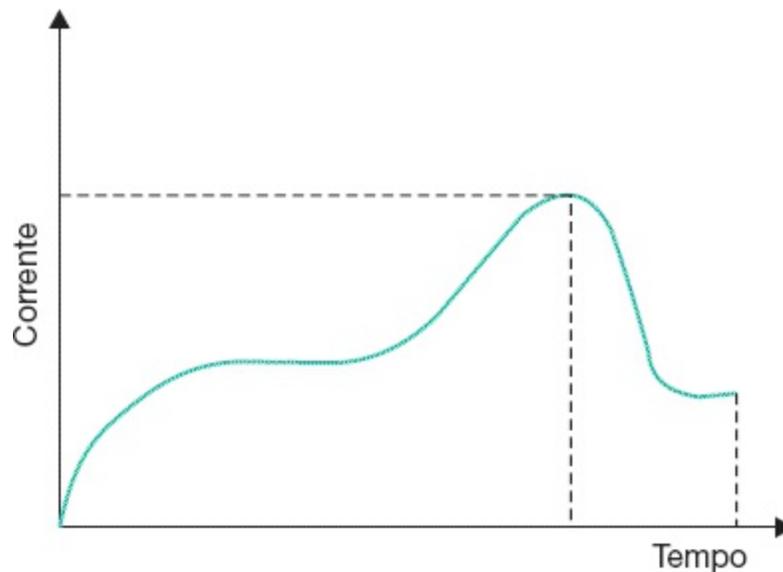


Figura 7.22 Característica corrente \times tempo.

7.6.4.4 Pulso de tensão de partida

As chaves de partida estáticas são dotadas de uma função denominada pulso de tensão de partida V_{imp} (*kick start*) de valor ajustável. Sua finalidade é ajudar as cargas de inércia elevada a iniciar o processo de partida. O valor dessa tensão deverá ser suficientemente elevado para que se possa obter um conjugado motor adequado para vencer o conjugado inicial da carga. Na prática, o pulso de tensão de partida deve ser ajustado entre 75 e 90 % da tensão do sistema. Já o tempo de pulso de tensão de partida T_{imp} deve estar ajustado entre 100 e 300 ms, embora haja casos em que é necessário um ajuste maior.

Um exemplo prático para o uso do pulso de tensão de partida refere-se às estações de saneamento em que as bombas, que em muitos casos acumulam lama ou detritos no seu interior, necessitam vencer sua inércia.

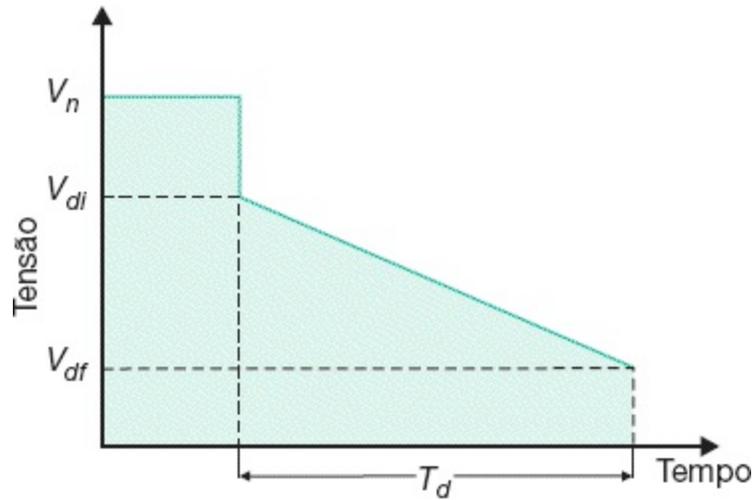
É importante observar que ao se habilitar a função do pulso de tensão de partida fica eliminada a atuação da limitação da corrente de partida e, portanto, o sistema elétrico pode sofrer elevadas quedas de tensão durante o tempo ajustado para o pulso de tensão. Esse recurso só é aconselhável em condições muito desfavoráveis de partida, pois elimina as vantagens da chave estática quanto à queda de tensão reduzida na partida do motor. A [Figura 7.24](#) mostra o perfil de tensão resultante da habilitação da função de pulso de tensão.

7.6.4.5 Corrente limitada de partida

É a função que limita a corrente que circula na rede no instante da partida do motor a um valor conhecido. É dada pela Equação (7.33).

$$I_{lim} = I_{pm} \times \frac{V_m}{V_{nm}} \quad (7.33)$$

I_{pm} - corrente de partida do motor conectado diretamente à rede;



T_d - tempo de desligamento;
 V_n - tensão nominal;
 V_{di} - tensão de desligamento inicial;
 V_{df} - tensão de desligamento final.

Figura 7.23 Desaceleração do motor.

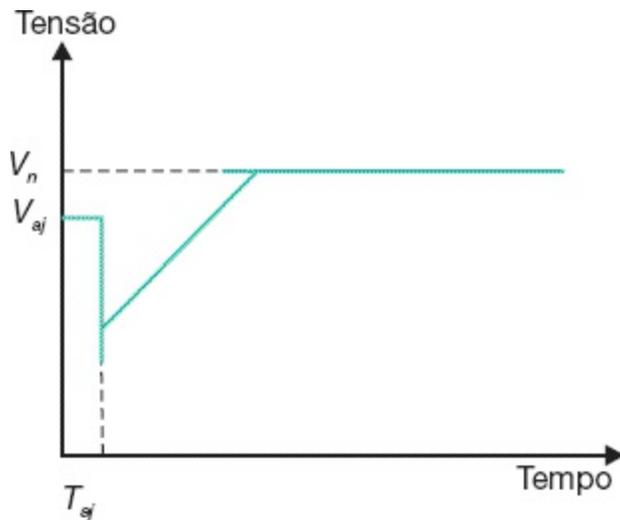


Figura 7.24 Pulso de tensão.

V_m - tensão nominal nos terminais do motor no momento da partida.

a) Corrente limitada na partida

O valor da corrente limitada pela chave *soft-starter* em múltiplo de sua

corrente nominal pode ser dado pela Equação (7.34).

$$I_{lim} = \frac{\frac{I_p}{I_{nm}} \times V_{pm} \times I_{nm}}{I_{nch}} \quad (7.34)$$

I_p - corrente de partida do motor, em A;

I_{nm} - corrente nominal do motor, em A;

V_{pm} - tensão de partida do motor, em % da tensão nominal;

I_{nch} - corrente nominal da chave *soft-starter*, em A.

As chaves de partida estáticas permitem que a corrente seja mantida em um valor ajustável durante um determinado intervalo de tempo, ensejando que cargas de inércia elevada sejam aceleradas à custa de baixas correntes de partida. Pode-se usar este recurso para partida de motores em sistemas elétricos com baixo nível de curto-circuito. O perfil de corrente resultante dessa função está mostrado na [Figura 7.25](#).

A função da corrente limitada é desligada quando o motor entra em regime de operação. No entanto, se a partida do motor for bloqueada por insuficiência de conjugado, a proteção da chave estática entra em operação desligando o motor do sistema. O tempo de limitação da corrente deve ser suficiente para que o motor alcance sua rotação nominal.

7.6.4.6 *Proteção do motor*

As chaves de partida estáticas são dotadas de um conjunto de proteções destinadas a garantir a integridade do motor e facilidades operacionais:

a) **Rotor bloqueado**

Algumas chaves possuem um relé eletrônico de sobrecarga que é acionado sempre que o rotor for travado no seu processo de aceleração; ou ainda,

quando o tempo de partida ajustado for ligeiramente superado, o relé interrompe a ligação do motor com o sistema elétrico. A unidade pode ser configurada para dar proteção de sobrecorrente ou de subcorrente, de acordo com os valores ajustáveis.

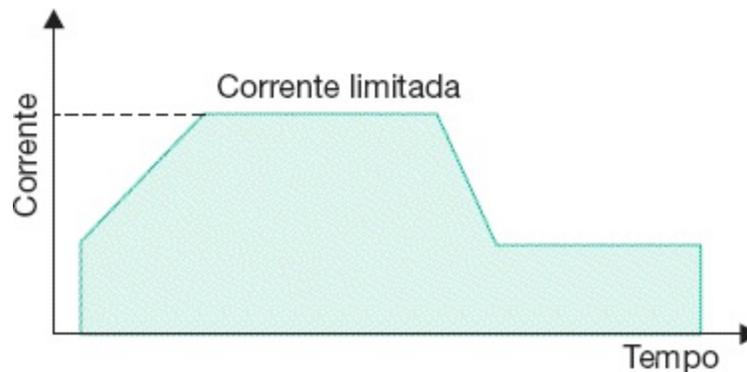


Figura 7.25 Limitação da corrente de partida.

b) Sequência de fase

Esta proteção garante que o motor não opere com o sentido de rotação invertido ao se efetuar por engano uma mudança de fase no sistema de alimentação.

c) Final de rampa ascendente

Esta função ativa um relé com contatos acessíveis quando a tensão nos terminais de saída da chave atinge a tensão do sistema. Tem como finalidade acionar um contactor posto em paralelo com a chave de partida estática, desligando-a do sistema com o objetivo de eliminar as perdas provocadas por ela.

7.6.4.7 Economia de energia elétrica

Se o motor está operando em carga reduzida, consequentemente a baixo fator de potência, a chave de partida estática otimiza o ponto operacional do motor, minimizando as perdas de energia reativa e fornecendo apenas a energia ativa

requerida pela carga, o que caracteriza um procedimento de economia de energia elétrica.

A função de limitação da corrente de partida é aplicada com vantagens em situações em que o motor permanece funcionando a vazio por um longo período de tempo. Isto é feito mediante a redução da tensão fornecida nos terminais do motor durante o tempo em que o motor desenvolve sua operação em carga reduzida ou a vazio. Ao se reduzir a tensão, reduz-se a corrente a vazio e, conseqüentemente, as perdas no ferro que são proporcionais ao quadrado da tensão.

Para se calcular a quantidade de energia economizada é necessário que sejam conhecidos a potência do motor, o número de pares de polos, a carga, o tempo de operação e as características básicas do motor. Dependendo do caso, pode-se obter uma economia de energia entre 5 % e 40 % da potência nominal, considerando que o motor opere nas mesmas condições, porém sob tensão nominal, para uma carga no eixo de apenas 10 % da potência nominal. Esta função não oferece nenhuma vantagem quando aplicada em situações em que o motor opera em carga reduzida por curtos períodos de tempo. Na prática, a função de otimização de energia só faz sentido ser ativada quando a carga for menor que 50 % da carga nominal durante um período de operação superior a 50 % do tempo de funcionamento do motor. As aplicações mais indicadas para esta função dizem respeito aos motores de serraria, esmeril, esteiras transportadoras de aeroportos e cargas similares.

7.6.4.8 Tipos de ligação

As chaves de partida estáticas podem ser ligadas ao sistema de diferentes formas, ou seja:

a) Ligação normal

Nas aplicações convencionais, a chave é ligada conforme o esquema da

Figura 7.26.

b) Ligação com contactor em paralelo

Visando à redução de perdas Joule em operação nominal, recomenda-se utilizar um contactor ligado em paralelo, conforme a [Figura 7.27](#).

c) Ligação em partida sequencial de vários motores

Pode-se utilizar uma mesma chave de partida estática para acionar certo número de motores, conforme a [Figura 7.28](#). Se os motores forem de mesma potência e característica de carga, pode-se utilizar o mesmo ajuste. Para potências e características de carga diferentes, devem-se ajustar os parâmetros para cada tipo de motor, o que pode ser feito com um *software* de comunicação entre a chave e um PC.

d) Ligação para partida simultânea de vários motores

Neste caso, a capacidade da chave deve ser no mínimo igual à soma das potências de todos os motores. Como ilustração, pode-se observar o esquema básico de ligação da [Figura 7.29](#).

Para complementar a questão da ligação das chaves de partida estática, a [Figura 7.30](#) mostra o esquema de comando remoto e as facilidades que podem ser obtidas com seu uso.

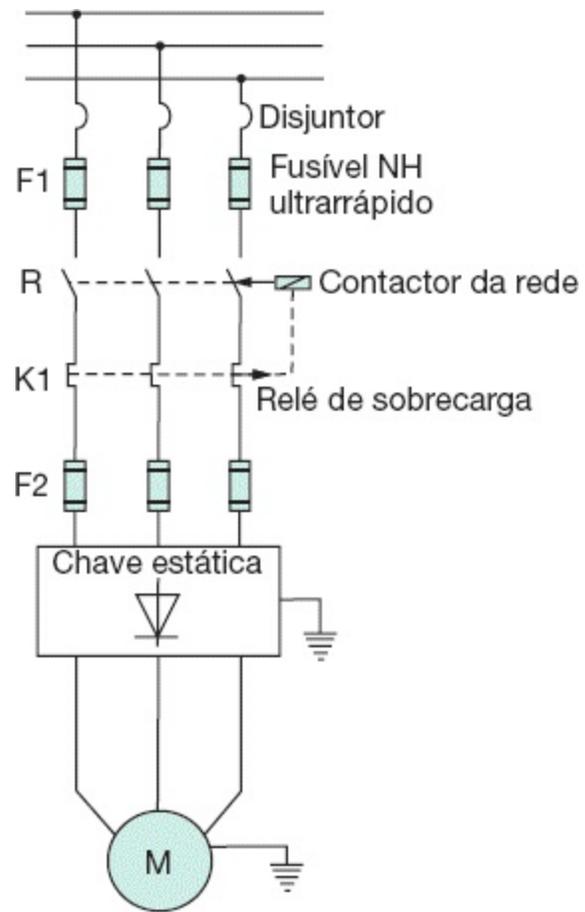


Figura 7.26 Ligação normal.

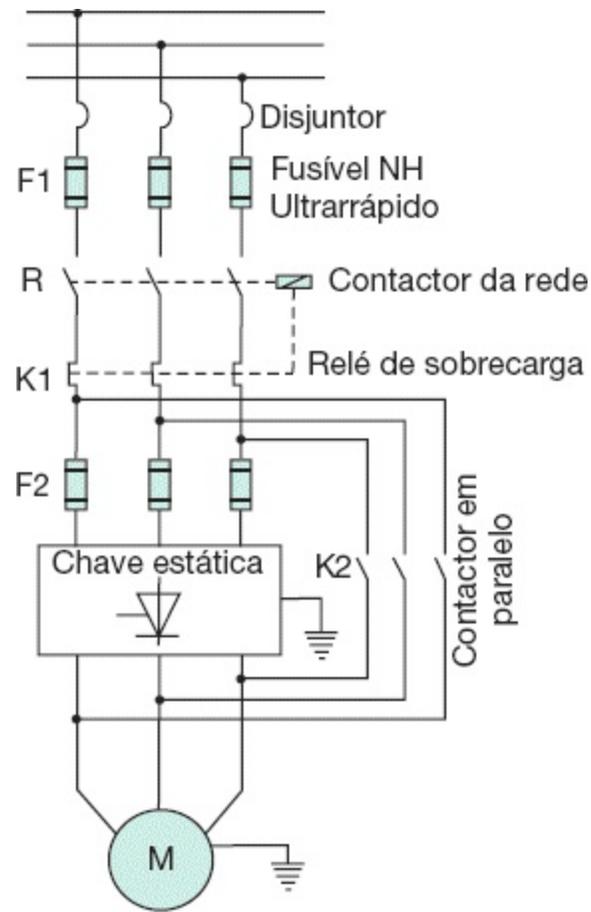


Figura 7.27 Ligação com contactor.

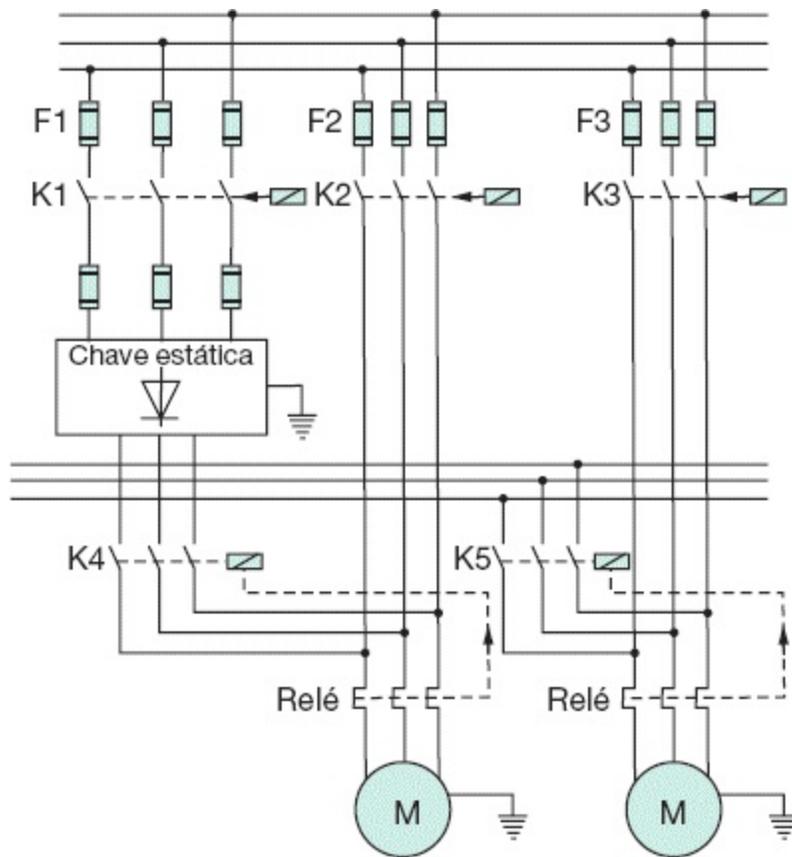


Figura 7.28 Ligação sequencial.

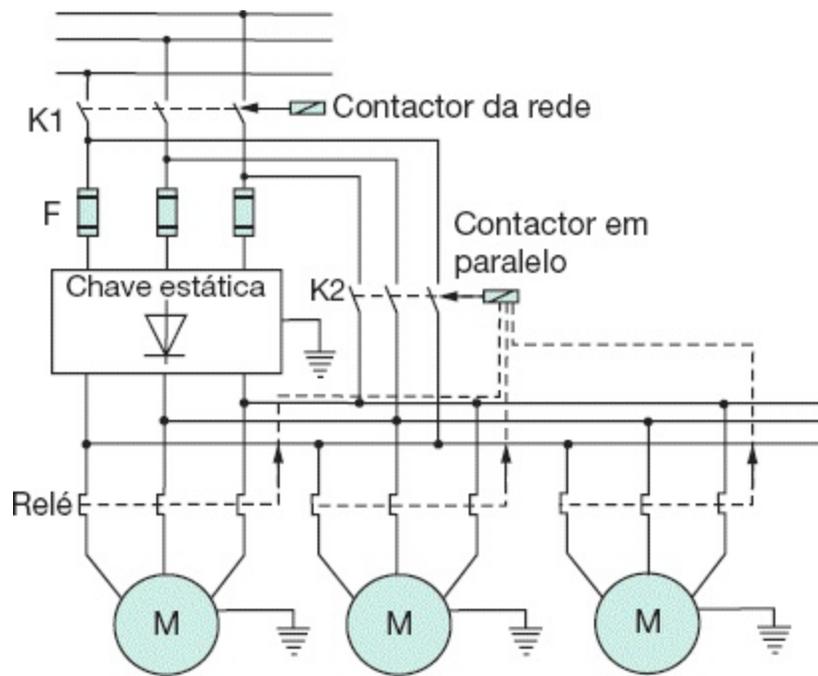


Figura 7.29 Ligação simultânea.

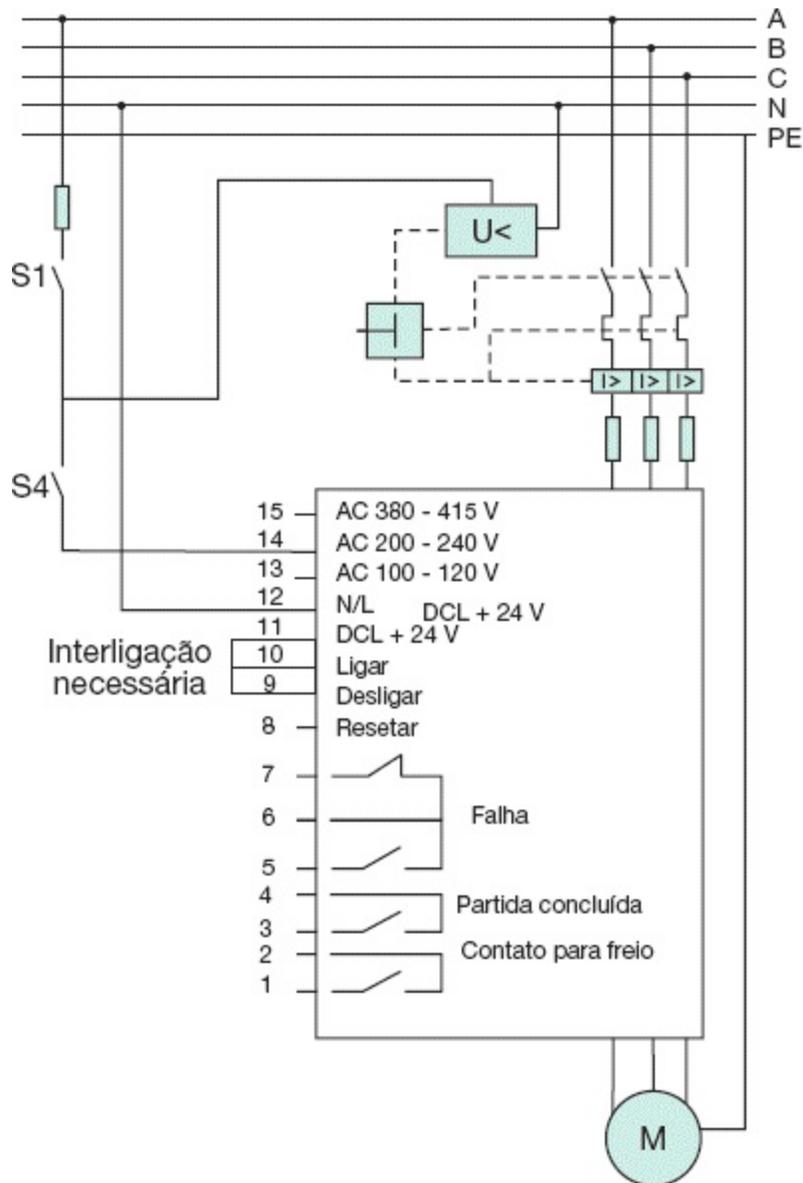


Figura 7.30 Diagrama de comando.

Para prover o seccionamento do circuito, no caso de manutenção da chave *soft-starter*, é aconselhável a utilização de um disjuntor somente magnético (a chave *soft-starter* normalmente já tem incorporada a proteção de sobrecarga). Assim, pode-se ter a seguinte configuração: disjuntor somente magnético + contactor + fusível ultrarrápido. Se a chave *soft-starter*

selecionada não dispõe de proteção térmica, deve-se substituir o disjuntor somente magnético por um disjuntor termomagnético.

Observar que nunca deverá ser instalado um capacitor ou banco ligado entre a chave de partida *softstarter* e o motor. Em geral, estes capacitores ou banco são instalados para corrigir o fator de potência no local da carga. Os capacitores deverão entrar em operação somente com a chave de partida suave em regime de operação nominal.

7.6.4.9 Comunicação de dados

As chaves de partida estáticas mais modernas permitem ser conectadas a um PC através de uma interface serial RS 232. Estas características ampliam a potencialidade da chave, já que é possível sua parametrização a distância e o uso de *softwares* dedicados para os ajustes que se fizerem necessários.

7.6.4.10 Fator de potência

Se for conectado um banco de capacitores aos terminais do motor para corrigir o fator de potência, este deve ser desligado durante o processo de partida do motor, a fim de evitar a queima dos componentes semicondutores da chave estática, devido aos transitórios de corrente que podem ocorrer nesse período. O comando de operação do banco de capacitores pode ser realizado por meio dos contatos auxiliares da chave estática.

Exemplo de aplicação (7.11)

Determinar a tensão de partida, o tempo de partida em rampa e a corrente de partida, referentes ao motor do Exemplo de aplicação (7.5).

a) Corrente nominal da chave estática

Corrente nominal do motor: $I_m = 135,4 \text{ A}$.

Relação entre a corrente de partida e a corrente nominal: $I_p / I_{nm} = 6,8$.

Tipo de máquina acionada: bomba centrífuga $\rightarrow F_m = 1,0$ (Tabela 7.5).

Corrente nominal da chave estática: $I_{nch} = 135,4 \times 1 = 135,4 \text{ A} \rightarrow I_{nch} = 145 \text{ A}$ (Tabela 9.17).

b) Tensão de partida

$$V_p = V_{nm} \times \sqrt{\frac{C_i + 0,15 \times C_{nm}}{C_p}} \rightarrow V_p = 380 \times \sqrt{\frac{16,08 + 0,15 \times 40,2}{28,14}} = 336 \text{ V}$$

Ou seja, a tensão percentual de ajuste da chave *soft-starter* em relação à tensão nominal vale:

$$V_{pm} = \frac{336}{380} \times 100 = 88,4 \text{ \% do valor nominal}$$

$$C_{nm} = \frac{716 \times P_{nm}}{W_{nm}} = \frac{716 \times 100}{1.780} = 40,2 \text{ kgf} \cdot \text{m}$$

$$C_p = 70 \% \times C_{nm} = 0,70 \times 40,2 = 28,14 \text{ kgf} \cdot \text{m} \text{ (veja gráfico da Figura 7.9)}$$

$$C_i = 40 \% \times C_{nm} = 0,40 \times 40,2 = 16,08 \text{ kgf} \cdot \text{m} \text{ (veja gráfico da Figura 7.9)}$$

Utilizando-se as Equações (7.30) e (7.31), obtém-se praticamente o mesmo valor:

$$V_{pm} = 1,15 \times \sqrt{\frac{C_{ppc}}{C_{ppm}}} = 1,15 \times \sqrt{\frac{0,40}{0,70}} = 0,86 = 86 \text{ \%}$$

$$V_{pm} = 1,15 \times \sqrt{\frac{C_{pmm}}{C_{pcm}}} = 1,15 \times \sqrt{\frac{0,21}{0,55}} = 0,71 = 71 \text{ \%}$$

Deve-se adotar para o ajuste da chave *soft-starter* o maior valor, isto é, 86 %.

c) Corrente inicial de partida

$$I_{pi} = I_{pm} \times \frac{V_m}{V_{nm}}$$

$$I_{pm} = 135,4 \times 6,7 = 907,1 \text{ A}$$

$$I_{pi} = 907,1 \times \frac{336}{380} = 802 \text{ A}$$

d) Tempo de partida

$$T_p = T_{pd} \times \left(\frac{V_{nm}}{V_p} \right)^2 = 12,03 \times \left(\frac{380}{336} \right)^2 = 15,3 \text{ s}$$

$$T_{pd} = 12,03 \text{ s (veja Exemplo de aplicação 7.5)}$$

Deve-se observar que o motor tem uma elevada carga resistente.

e) Pulso de tensão de partida

$$V_{imp} = 90 \% \times V_{nm} = 0,90 \times 380 = 342 \text{ V}$$

$$T_{imp} = 300 \text{ ms}$$

f) Corrente limitada na partida em múltiplo de corrente nominal do motor

$$I_{lim} = \frac{\frac{I_p}{I_{nm}} \times V_{pm} \times I_{nm}}{I_{nch}} = \frac{6,8 \times 0,88 \times 135,4}{145} = 5,5$$

7.6.5 Partida por meio de reator

A utilização de um reator em série com o circuito do motor, durante a partida, aumenta a impedância do sistema, provocando a redução da corrente de

partida.

A ligação do reator pode ser feita conforme a [Figura 7.31](#), inserindo-se o mesmo entre os terminais do sistema de alimentação e o motor. A [Figura 7.32](#) fornece o esquema de impedância do sistema.

A [Tabela 7.6](#) fornece as relações de tensão, corrente e conjugado de partida de motores de indução com rotor em curto-circuito, utilizando diferentes métodos de acionamento.

7.7 Queda de tensão na partida dos motores elétricos de indução

A partida de um motor elétrico pode solicitar o sistema de maneira severa, causando perturbações às vezes inadmissíveis. Em alguns casos, porém, é necessário realizar o acionamento simultâneo de dois ou mais motores, o que agrava ainda mais as condições do sistema de suprimento. Nesta seção, portanto, serão estudados separadamente os efeitos ocasionados pelas duas condições de acionamento antes mencionadas.

Os motores elétricos, bem como algumas cargas específicas, por exemplo, os fornos a arco, provocam oscilações prejudiciais à operação de certos equipamentos, principalmente os eletrônicos, além de irritar o observador. Analisando o gráfico da [Figura 7.33](#) e considerando, para exemplificação, uma tensão de 220 V, a queda máxima de tensão permitida na partida do motor elétrico acionado cinco vezes por hora deve ser de no máximo 15,4 V, a fim de não irritar o consumidor que está ligado no seu circuito, ou seja:

$$\Delta V_2 = \frac{220}{120} \times \Delta V_1 = \frac{220}{120} \times 8,4 = 15,4 \text{ V}$$

$$\Delta V_1 = 8,4 \text{ (gráfico da [Figura 7.33](#))}$$

Em porcentagem, vale:

$$\Delta V_2 = \frac{15,4}{220} \times 100 = 7 \%$$

O nível de irritação das pessoas devido às oscilações de tensão é função do nível econômico e social de cada indivíduo.

Há dois pontos importantes em relação aos quais se deve calcular a queda de tensão durante a partida dos motores. O primeiro é de interesse da concessionária local, que normalmente limita a queda de tensão no ponto de entrega do seu sistema distribuidor. Geralmente, este valor fica limitado a 3 % da tensão nominal primária. O segundo ponto é de interesse do projetista, que deve limitar a queda de tensão nos terminais de ligação dos motores ou em outros pontos considerados sensíveis do sistema. Além disso, deve ser calculado o conjugado de partida do motor e comparado com o valor do conjugado resistente, a fim de se assegurar ou não a capacidade de o motor acionar a carga acoplada ao seu eixo.

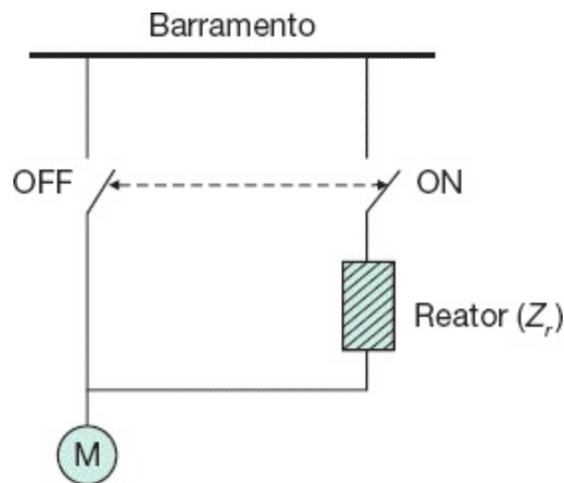


Figura 7.31 Partida por meio de reator.

Tabela 7.6 Possibilidade de ligação de chaves de partida

	Tapes				

Tipo de partida	(%)	V_m/V_l	C_p/C_{np}	I_l/I_p	I_m/I_p
Direta	-	1,000	1,00	1,00	1,00
Chave compensadora ajustada nos tapes	80	0,800	0,64	0,64	0,80
	65	0,650	0,42	0,42	0,65
	50	0,500	0,25	0,25	0,50
Reator ajustado nos tapes	50	0,500	0,25	0,25	0,50
	45	0,450	0,20	0,20	0,45
	37,5	0,375	0,14	0,14	0,39
Chave estrela-triângulo	-	0,577	0,33	0,33	0,33

V_m/V_l - tensão nos terminais do motor/tensão de linha - C_p/C_{np} - conjugado de partida do motor/conjugado nominal de partida à plena tensão - I_l/I_p = corrente de linha/corrente de partida a plena tensão - I_m/I_p - corrente nos terminais do motor/corrente de partida à plena tensão.

7.7.1 Queda de tensão na partida de um único motor

Este é o caso mais comum de ocorrer na prática. Normalmente, a operação dos grandes motores se faz por unidade, a fim de reduzir o impacto das perturbações sobre o sistema.

A seguir, será explanado o método de determinação dos principais fatores resultantes do acionamento de motores elétricos, os quais permitirão ao projetista elaborar uma análise técnica e econômica para decidir sobre a melhor opção de partida.

Vamos considerar um sistema elétrico industrial, que se inicia no ponto

de entrega de energia, seguido de um transformador de força, um circuito de alimentação do QGF dotado de um barramento de cobre ao qual se conecta um circuito em cabo isolado para acionamento de um motor de indução.

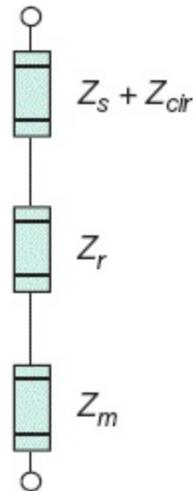


Figura 7.32 Diagrama de impedâncias.

Devem ser conhecidos, no entanto, os seguintes dados sobre o sistema elétrico, o motor em questão e os valores de base adotados:

- Impedância do sistema da concessionária

Da mesma forma como tratamos a questão no Capítulo 5, a concessionária fornece as impedâncias de sequência positiva e sequência zero no ponto de conexão da indústria, nas bases 100 MVA para o cálculo das correntes de curto-circuito. Na falta dessa informação, pode-se obter da concessionária o valor da corrente de curto-circuito nesse mesmo ponto.

Para o cálculo da queda de tensão durante a partida dos motores, necessitaremos apenas das impedâncias de sequência positiva.

Devido ao pequeno comprimento, em geral, do ramal de entrada, pode-se atribuir o valor do curto-circuito aos terminais primários do transformador. Deve ser expresso em kVA.

- Potência nominal do transformador, dada em kVA.

- Impedância percentual do transformador: resistência e reatância em porcentagem.
- Impedância do circuito, desde os terminais secundários do transformador até os terminais de ligação do motor.
- Potência nominal do motor, em cv.
- Fator de potência do motor.
- Rendimento do motor.
- Indicação do método de partida e, se for o caso, o ajuste pretendido da chave utilizada.
- Potência base, em kVA.
- Tensão base, em kV.

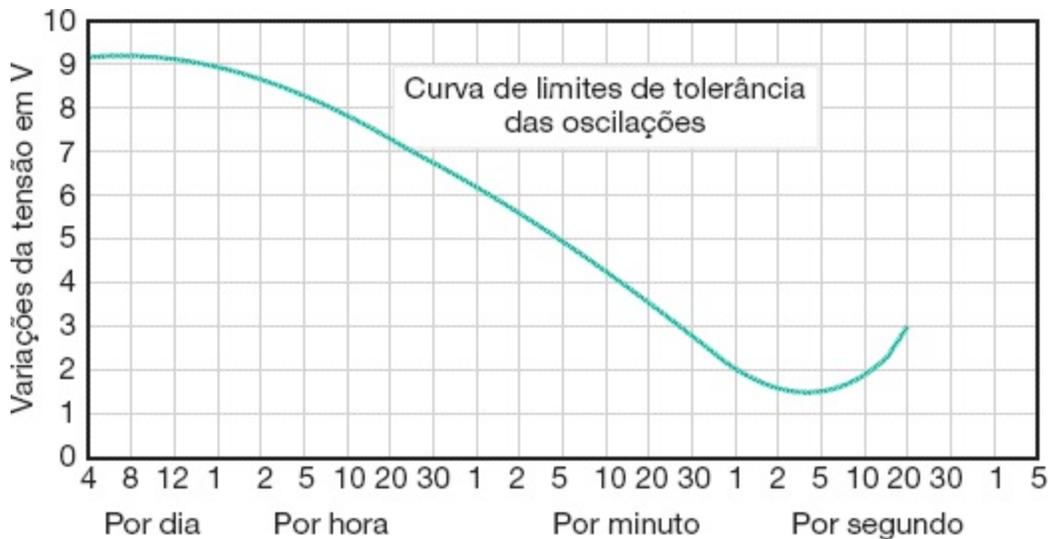


Figura 7.33 Oscilações de tensão permitidas na base de 120 V.

Com base nos elementos anteriores, segue a metodologia de cálculo em valor *por unidade* (*pu*).

a) Cálculo da impedância reduzida no ponto de entrega de energia

Se considerarmos que a concessionária fornecerá o valor da impedância de sequência positiva, deve-se utilizá-la preferencialmente:

$$\bar{Z}_{us} = R_{us} + jX_{us} (pu)$$

R_{us} - resistência equivalente de sequência positiva do sistema da concessionária até o ponto de entrega, em pu , na base de 100 MVA;

X_{us} - reatância equivalente de sequência positiva do sistema da concessionária até o ponto de entrega, em pu , na base de 100 MVA.

Neste caso, a tensão base é a própria tensão do sistema da concessionária que se conecta com a indústria. Na grande maioria dos casos, para os sistemas de média tensão, o valor é de 13,80 kV.

No caso de a concessionária não fornecer o valor da impedância de sequência positiva, pode ser obtido mais facilmente o valor da corrente de curto-circuito, ou potência de curto-circuito, no ponto de entrega de energia. Nessa condição, temos:

- Resistência (R_{us})

$R_{us} \cong 0 pu$ (valor muito inferior à reatância)

- Reatância (X_{us})

$$X_{us} = \frac{P_b}{P_{cc}} (pu) \quad (7.35)$$

P_b - potência base, em kVA;

P_{cc} - potência de curto-circuito no ponto de entrega, em kVA.

- Impedância ()

$$\bar{Z}_{us} = 0 + jX_{us} (pu) \quad (7.36)$$

b) Cálculo da impedância do transformador

- Resistência

$$R_{ut} = R_{pt} \times \frac{P_b}{P_{nt}} \times \left(\frac{V_{nt}}{V_b} \right)^2 \quad (pu) \quad (7.37)$$

R_{pt} - resistência percentual do transformador conforme a Equação (7.38):

$$R_{pt} = \frac{P_{cu}}{10 \times P_{nt}} (\%) \quad (7.38)$$

R_{ut} - resistência do transformador, em pu , nas bases P_b e V_b ;

P_{nt} - potência nominal do transformador, em kVA;

V_{nt} - tensão nominal do transformador, em kV;

V_b - tensão base, em kV.

- Reatância

$$X_{ut} = X_{pt} \times \frac{P_b}{P_{nt}} \times \left(\frac{V_{nt}}{V_b} \right)^2 \quad (pu) \quad (7.39)$$

X_{ut} - reatância do transformador em pu , nas bases P_b e V_b ;

X_{pt} - reatância do transformador, em pu , nas bases P_{nt} e V_{nt} .

- Impedância

$$\vec{Z}_{ut} = R_{ut} + jX_{ut} \quad (pu) \quad (7.40)$$

c) Impedância do sistema compreendido entre os terminais secundários do transformador e o QGF (Z_{uc1})

- Resistência (R_{uc1})

$$R_{c1\Omega} = \frac{R_{u\Omega} \times L_{c1}}{1.000 \times N_{c1}} \quad (\Omega) \quad (7.41)$$

$$R_{uc1} = R_{c1\Omega} \times \frac{P_b}{1.000 \times V_b^2} \quad (pu) \quad (7.42)$$

$R_{u\Omega}$ - resistência de sequência positiva do condutor fase, em $m\Omega/m$ (Tabela 3.22);

L_{c1} - comprimento do circuito, medido entre os terminais do transformador e o ponto de conexão com o barramento, dado em m;

N_{c1} - número de condutores, por fase, do circuito mencionado.

- Reatância (X_{uc1})

A reatância do cabo é:

$$X_{c1\Omega} = \frac{X_{u\Omega} \times L_{c1}}{1.000 \times N_{c1}} (\Omega) \quad (7.43)$$

$$X_{uc1} = X_{c1\Omega} \times \frac{P_b}{1.000 \times V_b^2} (pu) \quad (7.44)$$

$X_{u\Omega}$ - reatância de sequência positiva do condutor de fase, em $m\Omega/m$ (Tabela 3.22).

$$\bar{Z}_{uc1} = R_{uc1} + jX_{uc1} (pu) \quad (7.45)$$

d) Impedância do barramento do QGF (Z_{ub1})

- Resistência (R_{ub1})

$$R_{b1\Omega} = \frac{R_{u\Omega} \times L_{b1}}{1.000 \times N_{bp}} (\Omega) \quad (7.46)$$

$R_{u\Omega}$ - resistência ôhmica da barra, em $m\Omega/m$ (Tabela 3.38);

N_{bp} - número de barras em paralelo;

L_{b1} - comprimento da barra, em m.

$$R_{ub1} = R_{b1\Omega} \times \frac{P_b}{1.000 \times V_b^2} (pu) \quad (7.47)$$

- Ratância (X_{ub1})

$$X_{b1\Omega} = \frac{X_{u\Omega} \times L_{b1}}{1.000 \times N_{bp}} \quad (\Omega) \quad (7.48)$$

$X_{u\Omega}$ - reatância ôhmica da barra, em $m\Omega/m$ (Tabela 3.38).

A reatância, em pu , é dada por:

$$X_{ub1} = X_{b1\Omega} \times \frac{P_b}{1.000 \times V_b^2} \quad (pu) \quad (7.49)$$

$$\vec{Z}_{ub1} = R_{ub1} + jX_{ub1} \quad (pu) \quad (7.50)$$

e) Impedância do circuito que conecta o QGF ao CCM1 (Z_{uc2})

Os valores da resistência e reatância, em pu , respectivamente iguais a R_{uc2} , e X_{uc2} , são calculados à semelhança de R_{uc1} e X_{uc1} , segundo a alínea c.

f) Impedância do circuito que conecta o CCM1 aos terminais do motor (Z_{uc3})

Aqui também é válida a observação feita na alínea anterior.

g) Impedância do motor (Z_{umb})

$R_{um} \cong 0$ (valor muito pequeno quando comparado com sua impedância)

$$X_{um} = \frac{I_{nm}}{I_p} \quad (pu) \quad (\text{na base da potência nominal do motor})$$

$$P_{nm} = \frac{P_{mcv} \times 0,736}{\eta \times F_p} \quad (\text{kVA}) \quad (7.51)$$

I_{nm} - corrente nominal do motor, em A;

I_p - corrente de partida do motor, em A;

F_p - fator de potência do motor;

P_{mcv} - potência nominal do motor, em cv.

Logo, é necessário tomar o valor de \vec{Z}_{umb} nas bases adotadas.

$$\vec{Z}_{umb} = 0 + jX_{umb} \text{ (pu)} \text{ (nas bases } P_b \text{ e } V_b)$$

h) Corrente de partida

$$\vec{I}_p = \frac{1}{\vec{Z}_{us} + \vec{Z}_{ut} + \sum \vec{Z}_{uc} + \sum \vec{Z}_{ub} + \vec{Z}_{umb}} \text{ (pu)} \quad (7.52)$$

$\sum \vec{Z}_{uc}$ - soma das impedâncias dos condutores, em pu;

$\sum \vec{Z}_{ub}$ - soma das impedâncias dos barramentos, em pu.

i) Queda de tensão nos terminais do motor

$$\Delta \vec{V}_{um} = \vec{Z}_t \times \vec{I}_p \text{ (pu)} \quad (7.53)$$

$$\vec{Z}_t = \vec{Z}_{us} + \vec{Z}_{ut} + \sum \vec{Z}_{uc} + \sum \vec{Z}_{ub} \text{ (pu)} \quad (7.54)$$

j) Tensão nos terminais da chave de partida do motor

$$\vec{V}_{um} = 1 - \Delta \vec{V}_{um} \text{ (pu)} \quad (7.55)$$

- Partida por meio de chave compensadora

$$\Delta \vec{V}_{um} = \vec{Z}_t \times \vec{I}_{pc} \text{ (pu)} \quad (7.56)$$

$$\vec{I}_{pc} = K^2 \times \vec{I}_p \text{ (pu)} \quad (7.57)$$

K - valor do tape de ligação da chave;

I_{pc} - corrente de partida compensada.

- Partida por meio de estrela-triângulo

$$\Delta \vec{V}_{um} = \vec{Z}_t \times \vec{I}_{pc} \text{ (pu)} \quad (7.58)$$

$$\vec{I}_{pc} = 0,33 \times \vec{I}_p \text{ (pu)} \quad (7.59)$$

Observar que, ao se conectar a chave na posição estrela, a corrente que circula no bobinado é $\sqrt{3}$ inferior à corrente nominal do motor (ligação triângulo), enquanto a tensão a que fica submetido cada enrolamento é $\sqrt{3}$ inferior à tensão nominal do referido enrolamento. Considerando-se Z a impedância de fase de um enrolamento, pode-se estabelecer a seguinte relação:

$$\frac{I_y}{I_\Delta} = \frac{\frac{V_l}{\sqrt{3} \times Z}}{\frac{V_l \times \sqrt{3}}{Z}} = \frac{1}{3} = 0,33$$

V_l - tensão entre fases do sistema.

k) Queda de tensão nos terminais primários do transformador

$$\Delta \vec{V}_{ut} = \vec{Z}_{us} \times \vec{I}_{pc} \text{ (pu)} \quad (7.60)$$

l) Conjugado de partida

$$C_{up} = C_{unp} \times \left(\frac{1 - \Delta V_{unp}}{1} \right)^2 \quad (7.61)$$

C_{unp} - conjugado nominal de partida do motor, em *pu*.

Analisando-se as expressões anteriores, podem ser comentados alguns pontos importantes para o melhor entendimento do assunto:

- Quanto mais elevados e frequentes forem os valores de, mais acentuados serão os efeitos de cintilação da iluminação e perturbações em aparelhos e equipamentos.
- Tanto maior a capacidade de curto-circuito do sistema de suprimento, tanto menor será Z_{us} ; conseqüentemente, mais reduzida

será a queda de tensão no ponto de entrega de energia. Daí se poder dizer que a capacidade de partida de determinado motor de potência elevada é função, entre outros elementos, da capacidade do sistema da concessionária de energia elétrica local.

- Quanto menor for a impedância resultante dos transformadores da subestação, menor será a queda de tensão no sistema secundário de distribuição de força e luz.

Exemplo de aplicação (7.12)

Considerar a indústria representada na Figura 7.34. Sabe-se que:

Tensão primária de fornecimento: $V_p = 13,80$ kV.

Tensão secundária de distribuição: $V_s = 380$ V.

Tensão nominal primária: $V_{np} = 13,80$ kV.

Potência nominal do transformador: $P_{nt} = 1.000$ kVA.

Impedância do transformador: $Z_{pt} = 5,5$ % (Tabela 9.11).

Impedância de sequência positiva do sistema de alimentação: $Z_{ps} = 0,00056 + j0,00719$ pu (na base de 100 MVA).

Deseja-se calcular para o motor de $P_{nm} = 300$ cv:

- as quedas de tensão percentuais, durante partida direta e compensada a 65 % da tensão nominal;
- as tensões nos terminais do motor, durante partida direta e compensada a 65 % da tensão nominal;
- as tensões nos terminais de alimentação do transformador, nas condições de partida à tensão plena e compensada a 65 % da tensão nominal;
- os conjugados de partida, durante o acionamento direto e compensado a 65 % da tensão nominal.

Desenvolver uma análise semelhante com a aplicação da chave estrela-triângulo.

a) Escolha dos valores de base

Potência base $P_b = 1.000 \text{ kVA}$.

Tensão base $V_b = 0,38 \text{ kV}$.

b) Impedância reduzida do sistema no ponto de entrega de energia na potência básica

Resistência

$$R_p = 0,00056 \text{ pu (na base de 100.000 kVA)}$$

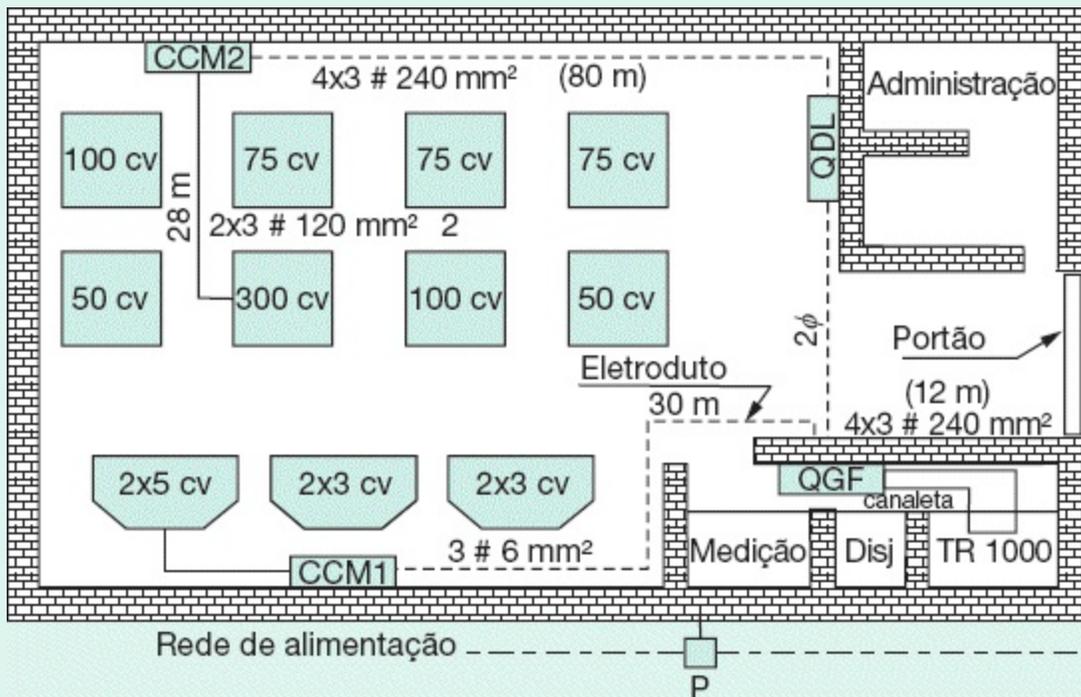


Figura 7.34 Instalação industrial.

$$R_{ut1} = R_p \times \frac{P_b}{V_b^2} = 0,00056 \times \frac{100}{13,8^2} = 0,00029 \text{ pu}$$

$$R_{ut2} = R_{ut1} \times \frac{P_2}{P_1} \times \left(\frac{V_1}{V_2} \right)^2 = 0,00029 \times \frac{1.000}{100.000} \times \left(\frac{13,8}{0,38} \right)^2 = 0,000383 \text{ pu}$$

Reatância

$$X_{ps} = 0,00719 \text{ pu (na base de 100.000 kVA)}$$

$$X_{ut1} = X_p \times \frac{P_b}{V_b^2} = 0,00719 \times \frac{100}{13,8^2} = 0,00378 \text{ pu}$$

$$X_{ut2} = X_{ut1} \times \frac{P_2}{P_1} \times \left(\frac{V_1}{V_2} \right)^2 = 0,00378 \times \frac{1.000}{100.000} \times \left(\frac{13,8}{0,38} \right)^2 = 0,0049 \text{ pu}$$

$$\vec{Z}_{us} = R_{us} + jX_{us} = 0,000383 + j0,00498 \text{ pu}$$

$$|\vec{Z}_{us}| = 0,00499 \text{ pu}$$

c) Impedância do transformador

Resistência

$$R_{pt} = \frac{P_{cu}}{10 \times P_{nt}} = \frac{11.000}{10 \times 1.000} = 1,1 \% = 0,0110 \text{ pu (na base da potência nominal do transformador)}$$

$$P_{cu} = 11.000 \text{ W (Tabela 9.11)}$$

$$R_{ut} = R_{pt} \times \left(\frac{P_b}{P_{nt}} \right) \times \left(\frac{V_{nt}}{V_b} \right)^2 = 0,0110 \times \frac{1.000}{1.000} \times \left(\frac{0,38}{0,38} \right)^2 \text{ pu (nas bases da potência e tensão bases)}$$

$$R_{ut} = 0,0110 \text{ pu (na base da potência nominal do transformador)}$$

Reatância

$$X_{pt} = \sqrt{Z_{pt}^2 - R_{pt}^2} = \sqrt{5,5^2 - 1,1^2} = 5,38 \% = 0,0538 \text{ pu (na base da potência nominal do transformador)}$$

$$X_{ut} = X_{pt} \times \left(\frac{P_b}{P_{nt}} \right) \times \left(\frac{V_{nt}}{V_b} \right)^2 = 0,0538 \times \frac{1.000}{1.000} \times \left(\frac{0,38}{0,38} \right)^2$$

$$X_{ut} = 0,0538 \text{ pu (nas bases da potência e tensão bases)}$$

Impedância

$$\bar{Z}_{ut} = R_{ut} + jX_{ut} = 0,0110 + j0,0538 \text{ pu}$$

d) Impedância do sistema entre os terminais secundários do transformador e o do QGF

Resistência (R_{uc1})

$$R_{u1\Omega} = 0,0958 \text{ m}\Omega/\text{m (Tabela 3.22)}$$

$$R_{c1\Omega} = \frac{R_{u\Omega} \times L_{c1}}{1.000 \times N_{c1}} = \frac{0,0958 \times 12}{1.000 \times 4} = 0,000287 \Omega$$

$$R_{uc1} = R_{c1\Omega} \times \frac{P_b}{1.000 \times V_b^2} = 0,000287 \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,38^2}$$

$$R_{uc1} = 0,00198 \text{ pu}$$

Reatância (X_{uc1})

$$X_{u\Omega} = 0,1070 \text{ m}\Omega/\text{m (Tabela 3.22)}$$

$$X_{c1\Omega} = \frac{X_{u\Omega} \times L_{c1}}{1.000 \times N_{c1}} = \frac{0,1070 \times 12}{1.000 \times 4} = 0,00032 \Omega$$

$$X_{uc1} = X_{c1\Omega} \times \frac{P_b}{1.000 \times V_b^2} = 0,00032 \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,38^2}$$

$$X_{uc1} = 0,00221 \text{ pu}$$

Impedância

$$\vec{Z}_{uc1} = R_{uc1} + jX_{uc1} = 0,00198 + j0,00221 \text{ pu}$$

e) Impedância do circuito compreendido entre os terminais de saída do QGF e os terminais de alimentação do CCM2

Resistência (R_{uc2})

$$R_{c2\Omega} = \frac{R_{u\Omega} \times L_{c2}}{1.000 \times N_{c2}} = \frac{0,0958 \times 80}{1.000 \times 4} = 0,00191 \Omega$$

$$R_{uc2} = R_{c2\Omega} \times \frac{P_b}{1.000 \times V_b^2} = 0,00191 \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,38^2}$$

$$R_{uc1} = 0,01322 \text{ pu}$$

Reatância (X_{uc2})

$$X_{c2\Omega} = \frac{X_{u\Omega} \times L_{c2}}{1.000 \times N_{c2}} = \frac{0,1070 \times 80}{1.000 \times 4} = 0,00214 \Omega$$

$$X_{uc2} = X_{c2\Omega} \times \frac{P_b}{1.000 \times V_b^2} = 0,00214 \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,38^2}$$

$$X_{uc2} = 0,01482 \text{ pu}$$

Impedância

$$\vec{Z}_{uc2} = R_{uc2} + jX_{uc2} = 0,01322 + j0,01482 \text{ pu}$$

f) Circuito de alimentação do motor

Resistência (R_{uc3})

$$R_{c3\Omega} = \frac{R_{u\Omega} \times L_{c3}}{1.000 \times N_{c3}} = \frac{0,1868 \times 28}{1.000 \times 2} = 0,00261 \Omega$$

$$R_{uc3} = R_{c3\Omega} \times \frac{P_b}{1.000 \times V_b^2} = 0,00261 \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,38^2}$$

$$R_{uc3} = 0,01807 pu$$

Reatância (X_{uc3})

$$X_{c3\Omega} = \frac{X_{u\Omega} \times L_{c3}}{1.000 \times N_{c3}} = \frac{0,1076 \times 28}{1.000 \times 2} = 0,00150 \Omega$$

$$X_{uc3} = X_{c3\Omega} \times \frac{P_b}{1.000 \times V_b^2} = 0,00150 \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,38^2}$$

$$X_{uc3} = 0,01038 pu$$

Impedância

$$\vec{Z}_{uc3} = R_{uc3} + jX_{uc3} = 0,01807 + j0,01038 pu$$

g) Impedância do sistema até os terminais do motor

$$\vec{Z}_t = \vec{Z}_{us} + \vec{Z}_{ut} + \vec{Z}_{uc1} + \vec{Z}_{uc2} + \vec{Z}_{uc3}$$

$$\vec{Z}_t = 0,000383 + j0,00498 + 0,0110 + j0,0538 + 0,00198 + j0,00221 + 0,01322 + j0,01482 + \\ + 0,01807 + j0,01038 = 0,044653 + j0,08618 pu$$

$$|\vec{Z}_t| = 0,09706 pu$$

h) Impedância do motor

$R_{um} \cong 0$ (valor muito pequeno quando comparado com a reatância)

$$X_{um} = \frac{I_{nm}}{I_p} = \frac{1}{6,8} = 0,147 \text{ pu (na base de 300 cv)}$$

$$\frac{I_p}{I_{nm}} = 6,8 \text{ (Tabela 6.4)}$$

$$P_{nm} = \frac{P_{mcv} \times 0,736}{\eta \times F_p} = \frac{300 \times 0,736}{0,96 \times 0,88} = 261,3 \text{ kVA}$$

$$X_{um} = X_{pm} \times \frac{P_b}{P_{nm}} \times \left(\frac{V_{nm}}{V_b} \right)^2 = 0,147 \times \frac{1.000}{261,3} \times \left(\frac{0,38}{0,38} \right)^2$$

$$X_{um} = 0,562 \text{ pu (na potência e tensão de base)}$$

$$\vec{Z}_{um} = 0 + j0,562 \text{ pu}$$

i) Corrente de partida

$$\vec{I}_p = \frac{1}{\vec{Z}_{us} + \vec{Z}_{ut} + \vec{Z}_{uc} + \vec{Z}_{ub} + \vec{Z}_{umb}} = \frac{1}{\vec{Z}_{tm}}$$

$$\vec{Z}_{tm} = 0,044653 + j0,08618 + j0,562 = 0,044653 + j0,61818$$

$$Z_{tm} = 0,6197 \text{ pu}$$

$$I_p = \frac{1}{0,6197} = 1,6136 \text{ pu}$$

j) Queda de tensão nos terminais do motor na partida direta

$$\Delta V_{um} = Z_t \times I_p = 0,09708 \times 1,6136 = 0,156 \text{ pu} = 15,6 \%$$

k) Tensão nos terminais do motor na partida direta do motor

$$V_{um} = 1 - \Delta V_{um} = 1 - 0,156 = 0,844 \text{ pu} = 84,4\% \text{ da tensão nominal do motor: } 380 \times 0,844 = 320,7 \text{ V}$$

l) Queda de tensão na partida através de chave compensadora no tape 65 %

$$K = 65 \% = 0,650 \text{ (tape de ligação da chave compensadora)}$$

$$\bar{I}_{pc} = K^2 \times \bar{I}_{pc} = 0,65^2 \times 1,6136 = 0,681 pu$$

$$\Delta V_{um} = Z_t \times I_{pc} = 0,09708 \times 0,681 = 0,0661 pu = 6,61 \%$$

m) Tensão nos terminais de alimentação da chave compensadora no tape 65 %

$$V_{um} = 1 - \Delta V_{um} = 1 - 0,0661 = 0,9339 pu = 93,4 \% \text{ da tensão nominal: } 380 \times 0,934 = 355 V$$

n) Queda de tensão na partida por meio de chave estrela-triângulo

$$\bar{I}_{pc} = 0,33 \times \bar{I}_p = 0,33 \times 1,6136 = 0,5324 pu$$

$$\Delta V_{um} = Z_t \times I_{pc} = 0,09708 \times 0,5324 = 0,05168 pu = 5,16 \%$$

o) Queda de tensão no ponto de entrega de energia

$$\Delta V_{ut} = Z_{us} \times I_p = 0,00499 \times 1,6136 = 0,00805 pu = 0,80 \%$$

p) Conjugado de partida

Partida direta da rede

$$C_{up} = C_{unp} \times \left(\frac{1 - \Delta V_{um}}{1} \right)^2 = C_{unp} \times \left(\frac{1 - 0,156}{1} \right)^2 = 0,712 \times C_{unp}$$

Partida por meio da chave compensadora

$$C_{up} = C_{unp} \times \left(\frac{K - \Delta V_{um}}{1} \right)^2 = C_{unp} \times \left(\frac{0,65 - 0,0661}{1} \right)^2 = 0,341 \times C_{unp}$$

Partida por meio da chave estrela-triângulo

$$C_{up} = C_{unp} \times \left(\frac{1 - \Delta V_{um}}{\sqrt{3}} \right)^2 = C_{unp} \times \left(\frac{1 - 0,05168}{\sqrt{3}} \right)^2 = 0,299 \times C_{unp}$$

Com os resultados obtidos podem ser feitas as seguintes considerações:

a queda de tensão na partida direta está acima do limite máximo de 10 %. É oportuno abandonar esta solução e instalar uma chave compensadora ou estrela-triângulo;

a queda de tensão com a chave compensadora no tape de 65 % permite uma queda de tensão abaixo do limite recomendado de 10 %, podendo ser a solução adotada. Deve-se analisar antes a partida do motor no tape 80 %, que, se for o caso, é uma solução ainda mais adequada;

a queda de tensão com a chave estrela-triângulo permite também uma queda de tensão abaixo do limite recomendado de 10 %. Tratando-se de um equipamento de menor preço, deve ser a solução preferida, devendo-se não esquecer o ajuste do tempo correto da chave para a passagem da posição estrela para a posição triângulo;

o conjugado do motor com a chave estrela-triângulo é muito baixo, devendo-se adotar esta solução apenas na condição de o motor partir praticamente sem carga e se este dispuser de seis terminais acessíveis.

Outra alternativa é utilizar a chave de partida estática para o motor de 300 cv.

Para se obter uma corrente de partida que produza uma queda de tensão igual ao limite superior de 10 %, pode-se ajustar a chave de partida estática na tensão de partida de 90 % da tensão nominal com uma corrente de partida de:

$$\Delta V = Z_t \times I_{pc}$$

$$0,10 = 0,09708 \times I_{pc} \rightarrow I_{pc} = 1,0300 pu$$

O tempo de partida pode ser escolhido de acordo com a Equação (7.32), considerando-se que o tempo de partida direta do motor tenha sido calculado em 5 s.

$$T_p = T_{pd} \times \frac{V_{nm}}{V_p} = 5 \times \frac{1}{0,90} = 5,5 s$$

A queda de tensão no ponto de entrada da instalação é bem inferior ao máximo admitido, que é de 3 %.

Uma análise detalhada nos resultados finais permite ao leitor várias conclusões interessantes.

7.7.2 Queda de tensão na partida simultânea de dois ou mais motores

Os estudos efetuados até agora analisaram a partida individual dos motores de indução. Às vezes, porém, é necessário que dois ou mais motores de grande potência sejam acionados simultaneamente como parte de um processo qualquer de produção, sendo sempre conveniente evitar tal manobra, porque pode produzir severa queda de tensão na instalação, acarretando distúrbios que, se não estudados adequadamente, podem interferir no funcionamento de outros equipamentos.

A severidade das partidas simultâneas pode ser atenuada ou não, dependendo da localização dos motores acionados. Se estes estiverem ligados no mesmo circuito terminal, ou de distribuição, as condições tornam-se significativamente mais desfavoráveis do que se estiverem ligados em circuitos de distribuição diferentes.

Quando os motores estão ligados ao mesmo barramento do CCM, o procedimento adotado para o cálculo da queda de tensão é praticamente igual ao já explanado anteriormente, computando-se, neste caso, as correntes de partida dos respectivos motores, somando-as vetorialmente, em função dos fatores de potência correspondentes que atingem valores entre 0,30 e 0,40.

Exemplo de aplicação (7.13)

Determinar a queda de tensão na partida dos dois motores de 300 e 475 cv, mostrados na planta

da Figura 7.35, cujos dados são:

Tensão nominal primária: 13,80 kV.

Tensão nominal secundária: 440 V.

Potência de curto-circuito no ponto de entrega de energia: 150 MVA.

Todos os condutores são de cobre com isolamento em PVC e capa externa protetora; os dados relativos aos motores (440 V) foram extraídos da Tabela 6.4.

a) Dados de base

Potência base: $P_b = 1.000$ kVA.

Tensão base: $V_b = 0,44$ kV.

b) Impedância equivalente do sistema de alimentação

Resistência (R_{um})

$$R_{um} \cong 0 \text{ pu}$$

Reatância (X_{um})

$$X_{us} = \frac{P_b}{P_{cc}} = \frac{1.000}{150.000} = 0,0066 \text{ pu}$$

Impedância (Z_{um})

$$\vec{Z}_{um} = 0 + j0,0066 \text{ pu}$$

c) Impedância dos transformadores

Transformador de 1.000 kVA

– Resistência

$$R_{ut1} = \frac{P_{cu}}{10 \times P_{nt}} = \frac{11.000}{10 \times 1.000} = 1,10 \% = 0,0110 \text{ pu (na base de 1.000 kVA)}$$

$$P_{cu} = 11.000 \text{ W (Tabela 9.11)}$$

– Reatância

$$Z_{pt1} = 5,50 \% = 0,0550 \text{ pu (na base de 1.000 kVA)}$$

$$X_{ut1} = \sqrt{0,0550^2 - 0,0110^2} = 0,0538 \text{ pu}$$

– Impedância

$$\vec{Z}_{ut1} = R_{ut2} + jX_{ut1} = 0,0110 + j0,0538 \text{ pu}$$

Transformador de 750 kVA

– Resistência

$$R_{pt2} = \frac{P_{cu}}{10 \times P_{nt}} = \frac{8.500}{10 \times 750} = 1,13 \% = 0,0113 \text{ pu (na base de 750 kVA)}$$

$$R_{ut2} = R_{pt} \times \frac{P_b}{P_{nt}} \times \left(\frac{V_{nt}}{V_b} \right)^2 = 0,0113 \times \frac{1.000}{750} \times \left(\frac{0,44}{0,44} \right)^2$$

$$R_{ut2} = 0,01506 \text{ pu (na base da potência base de 1.000 kVA)}$$

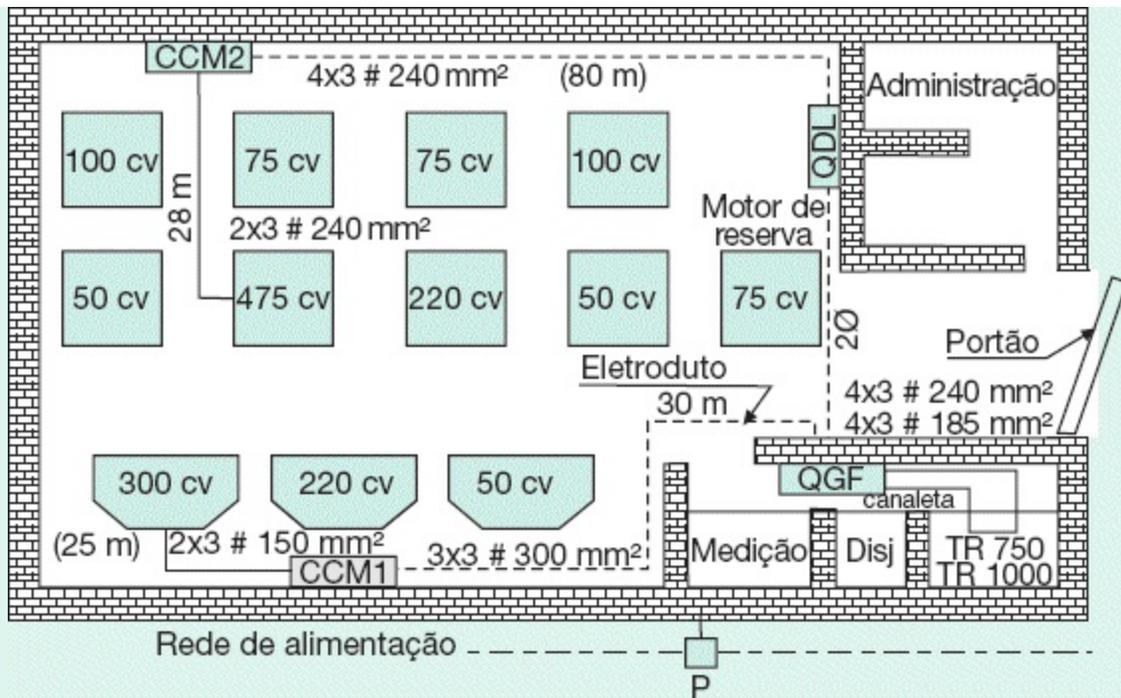


Figura 7.35 Layout da indústria.

- Reatância

$$X_{ut2} = \sqrt{0,0733^2 - 0,01506^2} = 0,07173 \text{ pu}$$

$$Z_{pt2} = 5,50 \% = 0,0550 \text{ pu (na base de 750 kVA)}$$

$$Z_{ut2} = Z_{pt2} \times \frac{P_b}{P_{nt}} \times \left(\frac{V_{nt}}{V_b} \right)^2 = 0,0550 \times \frac{1.000}{750} \times \left(\frac{0,44}{0,44} \right)^2$$

- Impedância

$$\vec{Z}_{ut2} = R_{ut2} + jX_{ut2} = 0,01506 + j0,07173 \text{ pu}$$

Logo, a impedância em paralela resultante dos dois transformadores vale:

$$\bar{Z}_{ut} = \frac{(R_{ut1} + jX_{ut1}) \times (R_{ut2} + jX_{ut2})}{(R_{ut1} + jX_{ut1}) + (R_{ut2} + jX_{ut2})}$$

$$\bar{Z}_{ut} = \frac{(0,0110 + j0,0538) \times (0,01506 + j0,07173)}{(0,0110 + j0,0538) + (0,01506 + j0,07173)}$$

$$\bar{Z}_{ut} = \frac{-0,00369 + j0,00159}{0,02606 + j0,12553} = 0,00629 + j0,03070 \text{ pu}$$

A impedância dos circuitos entre os transformadores e o QGF foi desconsiderada por ser de pequeno valor.

d) Impedância do circuito de alimentação do CCM1

Resistência (R_{uc1})

$$R_{u\Omega} = 0,0781 \text{ m}\Omega/\text{m} \text{ (Tabela 3.22)}$$

$$R_{uc1} = \frac{R_{u\Omega} \times L_{c1}}{1.000 \times N_{c1}} \times \frac{P_b}{1.000 \times V_b^2}$$

$$R_{uc1} = \frac{30 \times 0,0781}{3 \times 1.000} \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,44^2} = 0,00403 \text{ pu}$$

Reatância (X_{uc1})

$$X_{u\Omega} = 0,1068 \text{ m } \Omega/\text{m} \text{ (Tabela 3.22)}$$

$$X_{uc1} = \frac{X_{u\Omega} \times L_{c1}}{1.000 \times N_{c1}} \times \frac{P_b}{1.000 \times V_b^2}$$

$$X_{uc1} = \frac{30 \times 0,1068}{3 \times 1.000} \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,44^2} = 0,00551 \text{ pu}$$

$$\bar{Z}_{uc1} = R_{uc1} + jX_{uc1} = 0,00403 + j0,00551 \text{ pu}$$

e) Impedância do circuito de alimentação do CCM2

Resistência (R_{uc2})

$$R_{u\Omega} = 0,0958 \text{ m } \Omega/\text{m (Tabela 3.22)}$$

$$R_{uc2} = \frac{80 \times 0,0958}{4 \times 1.000} \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,44^2} = 0,00989 \text{ pu}$$

Reatância (X_{uc2})

$$X_{u\Omega} = 0,1070 \text{ m } \Omega/\text{m (Tabela 3.22)}$$

$$X_{uc2} = \frac{80 \times 0,1070}{4 \times 1.000} \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,44^2} = 0,01105 \text{ pu}$$

$$\vec{Z}_{uc2} = R_{uc2} + jX_{uc2} = 0,00989 + j0,01105 \text{ pu}$$

f) Impedância do circuito de alimentação do motor de 475 cv ($2 \times 3 \# 240 \text{ mm}^2$)

Resistência (R_{uc3})

$$R_{u\Omega} = 0,0958 \text{ m } \Omega/\text{m (Tabela 3.22)}$$

$$R_{uc3} = \frac{28 \times 0,0958}{2 \times 1.000} \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,44^2} = 0,00692 \text{ pu}$$

Reatância (X_{uc3})

$$X_{u\Omega} = 0,1070 \text{ m } \Omega/\text{m (Tabela 3.22)}$$

$$X_{uc3} = \frac{28 \times 0,1070}{2 \times 1.000} \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,44^2} = 0,00773 \text{ pu}$$

$$\vec{Z}_{uc3} = R_{uc3} + jX_{uc3} = 0,00692 + j0,00773 \text{ pu}$$

g) Impedância do circuito de alimentação do motor de 300 cv ($2 \times 3 \# 150 \text{ mm}^2$)

Resistência (R_{uc4})

$$R_{u\Omega} = 0,1502 \text{ m } \Omega/\text{m (Tabela 3.22)}$$

$$R_{uc4} = \frac{25 \times 0,1502}{2 \times 1.000} \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,44^2} = 0,00969 \text{ pu}$$

Reatância (X_{uc4})

$$X_{u\Omega} = 0,1074 \text{ m } \Omega/\text{m (Tabela 3.22)}$$

$$X_{uc4} = \frac{25 \times 0,1074}{2 \times 1.000} \times \frac{1.000}{1.000 \times 0,44^2} = 0,00693 \text{ pu}$$

$$\vec{Z}_{uc4} = R_{uc4} + jX_{uc4} = 0,00969 + j0,00693 \text{ pu}$$

h) Impedância dos motores

Motor de 475 cv

$R_{um1} \cong 0$ (valor muito pequeno quando comparado com a impedância)

$$I_p/I_{nm} = 7,6$$

$$X_{um} = \frac{I_{nm}}{I_p} = \frac{1}{7,6} = 0,131 \text{ pu (na base de 475 cv)}$$

$$P_{nm} = \frac{P_{mcv} \times 0,736}{\eta \times F_p} = \frac{475 \times 0,736}{0,96 \times 0,89} = 409,1 \text{ kVA}$$

$$X_{um1} = X_{um} \times \frac{P_b}{P_{nm}} \times \left(\frac{V_{nm}}{V_b} \right)^2 = 0,131 \times \frac{1.000}{409,1} \times \left(\frac{0,44}{0,44} \right)^2$$

$$X_{um1} = 0,320 \text{ pu}$$

$$\vec{Z}_{um1} = 0 + j0,320 \text{ pu}$$

Motor de 300 cv

$R_{um2} = 0$ (valor muito pequeno quando comparado com a impedância)

$$I_p/I_{nm} = 6,8$$

$$X_{um} = \frac{I_{nm}}{I_p} = \frac{1}{6,8} = 0,147 \text{ pu (na base de 300 cv)}$$

$$P_{nm} = \frac{P_{mcv} \times 0,736}{\eta \times F_p} = \frac{300 \times 0,736}{0,96 \times 0,88} = 261,3 \text{ kVA}$$

$$X_{um2} = X_{um} \times \frac{P_b}{P_{nm}} \times \left(\frac{V_{nm}}{V_b} \right)^2 = 0,147 \times \frac{1.000}{261,3} \times \left(\frac{0,44}{0,44} \right)^2$$

$$X_{um2} = 0,562 \text{ pu}$$

$$\vec{Z}_{um2} = 0 + j0,562 \text{ pu}$$

i) Corrente de partida

Motor de 475 cv

$$\vec{I}_{p1} = \frac{1}{\vec{Z}_{us} + \vec{Z}_{ut} + \vec{Z}_{uc} + \vec{Z}_{ub} + \vec{Z}_{umb}} = \frac{1}{\vec{Z}_{m1}} = \frac{1}{0,37678} = 2,65406 \text{ pu}$$

\vec{Z}_{uc} - impedância dos condutores

$$\vec{Z}_{m1} = j0,0066 + 0,00629 + j0,03070 + 0,00989 + j0,01105 + 0,00692 + j0,00773 + j0,320$$

$$\vec{Z}_{m1} = 0,02310 + j0,37608 \text{ pu}$$

$$Z_{m1} = 0,37678 \text{ pu}$$

Motor de 300 cv

$$\vec{I}_{p2} = \frac{1}{\vec{Z}_{us} + \vec{Z}_{ut} + \vec{Z}_{uc} + \vec{Z}_{ub} + \vec{Z}_{umb}} = \frac{1}{\vec{Z}_{m2}} = \frac{1}{0,61206} = 1,63382 \text{ pu}$$

$$\vec{Z}_{m2} = j0,0066 + 0,00629 + j0,03070 + 0,00403 + j0,00551 + 0,00969 + j0,00693 + j0,562$$

$$\vec{Z}_{m2} = 0,02001 + j0,61174 \text{ pu}$$

$$Z_{m2} = 0,61206 \text{ pu}$$

j) Queda de tensão nos terminais dos motores partindo isoladamente

Motor de 475 cv

$$\Delta \vec{V}_{um1} = (\vec{Z}_{us} + \vec{Z}_{ut} + \vec{Z}_{uc} + \vec{Z}_{ub}) \times \vec{I}_{p1}$$

$$\Delta \vec{V}_{um1} = (j0,0066 + 0,00629 + j0,03070 + 0,00989 + j0,01105 + 0,00692 + j0,00773) \times 2,65406$$

$$\Delta \vec{V}_{um1} = (0,02310 + j0,05608) \times 2,65406$$

$$\Delta V_{um1} = 0,06065 \times 2,65406 = 0,161 \text{ pu} = 16,1 \%$$

Motor de 300 cv

$$\Delta \vec{V}_{um2} = (\vec{Z}_{us} + \vec{Z}_{ut} + \vec{Z}_{uc} + \vec{Z}_{ub}) \times \vec{I}_{p2}$$

$$\Delta \vec{V}_{um2} = (j0,0066 + 0,00629 + j0,03070 + 0,00403 + j0,00551 + 0,00969 + j0,00693) \times 1,63382$$

$$\Delta \vec{V}_{um2} = (0,02001 + j0,04974) \times 1,63382$$

$$\Delta V_{um2} = 0,0536 \times 1,63385 = 0,087 \text{ pu} = 8,7 \%$$

k) Queda de tensão nos terminais dos motores de 300 e 475 cv partindo simultaneamente

O processo de cálculo pode ser entendido facilmente, analisando-se o diagrama de blocos simplificado da Figura 7.36. Determina-se, inicialmente, a queda de tensão no ponto A (barra do QGF) com base na soma das correntes de partida dos dois motores e as quedas de tensão devido à corrente de partida de cada motor no seu ramal de alimentação correspondente. Em seguida, soma-se a queda de tensão em cada ramal à queda de tensão no ponto A, obtendo-se a queda

de tensão no ponto de conexão de cada motor.

I) Queda de tensão no ponto A devida à partida simultânea dos dois motores

Considerando-se que os fatores de potência na partida dos motores sejam iguais a 0,40, tem-se:

$$\vec{I}_{pt} = \vec{I}_{p1} + \vec{I}_{p2} = \frac{1}{\vec{Z}_{m1}} + \frac{1}{\vec{Z}_{m2}} = \frac{1}{0,02310 + j0,37608} + \frac{1}{0,02001 + j0,61174}$$
$$\vec{I}_{pt} = \frac{+0,02310 + j0,37608 + 0,02001 + j0,61174}{(0,02310 + j0,37608) \times (0,02001 + j0,61174)} = \frac{0,04311 + j0,98782}{-0,22960 + j0,02165}$$

$$\vec{I}_{pt} = 0,21600 - j4,28198 \text{ pu}$$

$$I_{pt} = 4,287 \text{ pu}$$

Mais simplificadamente, pode-se obter:

$$I_{pt} = I_{p1} + I_{p2}$$

$$\vec{I}_{pt} = 2,65406 + 1,63382 = 4,287 \text{ pu}$$

A queda de tensão até o ponto A da Figura 7.36 vale:

$$\Delta \vec{V}_{um} = (\vec{Z}_{us} + \vec{Z}_{ut}) \times I_p = (j0,0066 + 0,00629 + j0,03070) \times 4,287$$

$$\Delta V_{um} = 0,037 \times 4,287 = 0,158 \text{ pu} = 15,8 \%$$

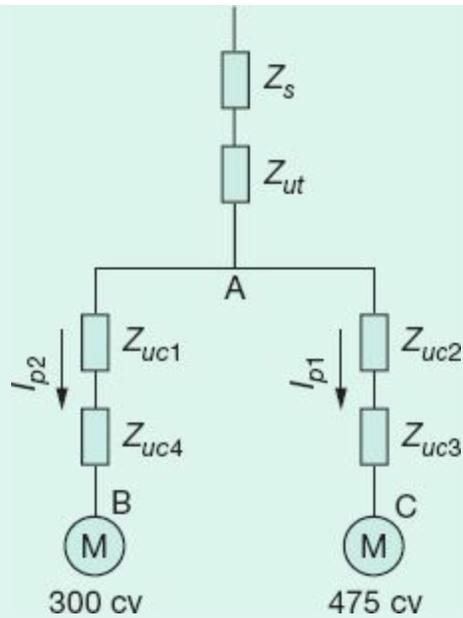


Figura 7.36 Diagrama unifilar básico.

m) Queda de tensão no ramal A-B

$$\Delta \vec{V}_{um} = \vec{Z}_{uc} \times \vec{I}_{p2}$$

$$\Delta \vec{V}_{um} = (0,00403 + j0,00551 + 0,00969 + j0,00693) \times 1,63382$$

$$\Delta V_{um} = 0,0185 \times 1,63382 = 0,030 pu = 3,0 \%$$

n) Queda de tensão no ramal A-C

$$\Delta \vec{V}_{um} = \vec{Z}_{uc} \times \vec{I}_{p1}$$

$$\Delta \vec{V}_{um} = (0,00989 + j0,01105 + 0,00692 + j0,00773) \times 2,65406$$

$$\Delta V_{um} = 0,02520 \times 2,65406 = 0,066 pu = 6,6 \%$$

o) Queda de tensão nos terminais dos motores

Motor de 475 cv

$$\Delta V_{um} = 0,158 + 0,066 = 0,224 pu = 22,4 \%$$

Motor de 300 cv

$$\Delta V_{um} = 0,158 + 0,030 = 0,188 \text{ pu} = 18,8 \%$$

7.8 Contribuição da carga na queda de tensão durante a partida de motores de indução

Até então, não se deu a importância merecida à contribuição da carga no processo que resulta na queda de tensão durante o acionamento de um motor de indução, isto é, à diferença na queda de tensão entre acionar o motor com toda a carga do projeto ligada ou acionar o mesmo motor antes de ligar a referida carga.

Em uma instalação industrial, em plena operação, quando se aciona um motor de grande potência, a carga existente pode contribuir, moderadamente, na queda de tensão durante sua partida. Se existe dificuldade na partida do motor com as outras cargas ligadas, é aconselhável acionar inicialmente o motor de grande porte para, posteriormente, processar a ligação das demais cargas.

Exemplo de aplicação (7.14)

Considerar o Exemplo de aplicação (7.13) da Seção 7.7.2. Simular a partida do motor de 475 cv com os demais motores do CCM2 em operação. Depois, considerar também os motores do CCM1 em plena carga. Considerar que todos os motores tenham fator de potência 0,86 e rendimento 0,95.

a) Corrente de carga nominal dos motores

$$P_{50} = \frac{50 \times 0,736}{0,86 \times 0,95} = 45,0 \text{ kVA} \quad \rightarrow \quad I_{50} = \frac{45,0}{\sqrt{3} \times 0,44} = 59,0 \text{ A}$$

$$P_{75} = \frac{75 \times 0,736}{0,86 \times 0,95} = 67,5 \text{ kVA} \quad \rightarrow \quad I_{75} = \frac{67,5}{\sqrt{3} \times 0,44} = 88,5 \text{ A}$$

$$P_{100} = \frac{100 \times 0,736}{0,86 \times 0,95} = 90,0 \text{ kVA} \quad \rightarrow \quad I_{100} = \frac{90,0}{\sqrt{3} \times 0,44} = 118,0 \text{ A}$$

$$P_{220} = \frac{220 \times 0,736}{0,86 \times 0,95} = 198,1 \text{ kVA} \quad \rightarrow \quad I_{220} = \frac{198,1}{\sqrt{3} \times 0,44} = 259,9 \text{ A}$$

$$P_{300} = \frac{300 \times 0,736}{0,86 \times 0,95} = 270,2 \text{ kVA} \quad \rightarrow \quad I_{300} = \frac{270,2}{\sqrt{3} \times 0,44} = 354,5 \text{ A}$$

$$P_{475} = \frac{475 \times 0,736}{0,86 \times 0,95} = 427,9 \text{ kVA} \quad \rightarrow \quad I_{475} = \frac{427,9}{\sqrt{3} \times 0,44} = 561,4 \text{ A}$$

b) Corrente de carga do CCM2, exceto a do motor de 475 cv

Considerando-se os fatores de potência de cada motor, a corrente de carga correspondente vale:

$$I_{a1} = 2 \times 59,0 \times 0,86 + 2 \times 88,5 \times 0,86 + 2 \times 118,0 \times 0,86 + 1 \times 259,9 \times 0,86 = 680,1 \text{ A}$$

$$I_{r1} = 2 \times 59,0 \times 0,51 + 2 \times 88,5 \times 0,51 + 2 \times 118,0 \times 0,51 + 1 \times 259,9 \times 0,51 = 403,3 \text{ A}$$

$$I_{at} = \sqrt{680,1^2 + 403,3^2} = 790,6 \text{ A}$$

Para as condições de base, as correntes ativa e reativa, em *pu*, valem:

$$I_b = \frac{P_b}{\sqrt{3} \times V_b} = \frac{1.000}{\sqrt{3} \times 0,44} = 1.312 \text{ A}$$

$$I_{acp} = \frac{680,1}{1.312} = 0,518 \text{ pu}$$

$$I_{rcp} = \frac{403,3}{1.312} = 0,307 \text{ pu}$$

c) Queda de tensão na partida do motor de 475 cv com toda a carga do CCM2 ligada

Considerando-se um fator de potência de 0,40 durante a partida do motor de 475 cv, obtêm-se as correntes ativa e reativa respectivas, em *pu*.

Corrente de partida do motor de 475 cv

$$I_{p1} = 2,65406 \text{ pu (veja exemplo da Seção 7.7.2)}$$

$$I_{a1p} = 2,65406 \times 0,40 = 1,061 \text{ pu (corrente ativa)}$$

$$I_{r1p} = 2,65406 \times 0,91 = 2,415 \text{ pu (corrente reativa)}$$

Corrente que flui para o CCM2 durante a partida do motor de 475 cv

$$I_{ta} = I_{acp} + I_{a1p} = 0,518 + 1,061 = 1,579 \text{ pu}$$

$$I_{tr} = I_{rcp} + I_{r1p} = j0,307 + j2,415 = j2,722 \text{ pu}$$

$$I_t = \sqrt{1,579^2 + 2,722^2} = 3,146 \text{ pu}$$

Queda de tensão nos terminais do motor de 475 cv

$$\Delta \vec{V}_{u2} = \vec{Z}_c \times \vec{I}_t$$

$$\vec{I}_t = I_{ta} + jI_{tr} = 1,579 + j2,722 \text{ pu}$$

$$\Delta \vec{V}_{u2} = (j0,0066 + 0,00629 + j0,03070 + 0,00989 + j0,01105 + 0,00692 + j0,00773) \times \vec{I}_t$$

$$\Delta \vec{V}_{u2} = (0,02310 + j0,05608) \times (1,579 + j2,722) = -0,1162 + j0,1514 \text{ pu}$$

$$\Delta V_{u2} = 0,190 = 19,0 \%$$

A queda de tensão sem a contribuição da carga vale:

$$\Delta V_{u2} = 0,161 = 16,1 \% \text{ (veja item j do Exemplo de aplicação (7.13) da Seção 7.7.2)}$$

Logo, a carga em operação no CCM2 contribui com 18 % para a queda de tensão na partida do motor de 475 cv, ou seja:

$$\Delta V_u = 19,0 - 16,1 = 2,9 \rightarrow \Delta_{c1} = \frac{2,9}{16,1} \times 100 = 18 \%$$

d) Queda de tensão nos terminais do motor de 475 cv com toda a carga do sistema ligada

Neste caso, todos os motores do CCM1 e do CCM2 estão em operação.

Corrente de carga do CCM 1

$$I_{a1} = 1 \times 59,0 \times 0,86 + 1 \times 259,9 \times 0,86 + 1 \times 354,5 \times 0,86 = 579,1 \text{ A}$$

$$I_{r1} = 1 \times 59,0 \times 0,51 + 1 \times 259,9 \times 0,51 + 1 \times 354,5 \times 0,51 = 343,4 \text{ A}$$

$$I_{at} = \sqrt{579,1^2 + 343,4^2} = 673,2 \text{ A}$$

$$I_{acp} = \frac{579,1}{1.312} = 0,441 \text{ pu}$$

$$I_{rcp} = \frac{343,4}{1.312} = j0,261 \text{ pu}$$

$$\vec{I}_t = 0,441 + j0,261 \text{ pu}$$

$$I_t = \sqrt{0,441^2 + 0,261^2} = 0,512 \text{ pu}$$

Queda de tensão na barra do QGF devida somente à carga CCM1

$$\Delta \vec{V}_{u1} = (j0,0066 + 0,00629 + j0,03070) \times \vec{I}_t$$

$$\Delta \vec{V}_{u1} = (0,00629 + j0,03730) \times (0,441 + j0,261) = -0,00696 + j0,01809 \text{ pu}$$

$$\Delta V_{u1} = 0,0193 = 1,93 \%$$

Queda de tensão nos terminais do motor de 475 cv

$$\Delta V_{ut} = 0,190 + 0,0193 = 0,209 = 20,9 \%$$

Conclui-se que a contribuição da carga da instalação, de uma forma geral, não é muito significativa durante a partida dos motores elétricos.

7.9 Escolha da tensão nominal de motores de potência elevada

Quando se trata de projetos industriais, nos quais existem motores de potência elevada, superior a 500 cv, é necessário selecionar criteriosamente a tensão nominal a ser escolhida, a fim de assegurar as condições de partida

adequadas na rede secundária de alimentação. No entanto, a tensão nominal do motor, conseqüentemente a sua corrente nominal, não influencia a queda de tensão no sistema primário, que permanece constante para qualquer valor de tensão secundária.

Em geral, os motores de até 550 cv são fabricados em baixa tensão, ou seja: 220, 380 e 440 V. Os motores solicitados acima desta potência são fabricados sob encomenda e, geralmente, são de média tensão. Motores abaixo de 550 cv solicitados em média tensão geralmente têm projetos específicos. Estes limites de tensão e potência obedecem, a rigor, a requisitos econômicos.

Quando se projeta a instalação de um motor de potência elevada, como se sabe, é necessário determinar a queda de tensão durante a sua partida, tanto na rede de suprimento da concessionária como na rede interna da planta. Se a queda de tensão, durante a partida, estiver acima dos limites permitidos pela concessionária, será necessário estudar um meio de acionamento adequado, se isto for possível, em função dos requisitos operacionais da carga. Caso contrário, faz-se necessário especificar um motor de baixa corrente de partida, por exemplo, de letra-código A. Entretanto, se a queda de tensão na rede da concessionária permite o acionamento direto, e o mesmo não acontece com a instalação interna, o que é mais comum de acontecer, pode-se especificar a tensão nominal do referido motor com um valor mais elevado, por exemplo, 2.200, 4.160 ou 6.600 V, dependendo da necessidade de manter a queda de tensão em nível inferior ao máximo exigido para aquela instalação em particular.

Nas instalações em que não existem, em geral, equipamentos com grande sensibilidade às quedas de tensão de curta duração, podem-se permitir acionamentos de motores de grande potência que provoquem quedas de tensão acima dos limites de operação das bobinas dos contactores. Nestes casos, projeta-se um sistema em corrente contínua a partir de uma fonte formada por um banco de baterias ligado a um retificador-carregador. A

tensão do circuito de corrente contínua normalmente empregada é de 24, 48, 125 ou de 220 V, sabendo-se que a mais frequente é a de 125 V. Os ampères-horas do banco são função da potência consumida pela carga a ser ligada neste sistema. Desta forma, todas as bobinas dos contactores devem ser especificadas para serem ligadas no circuito de corrente contínua que está isento dos efeitos das quedas de tensão no sistema alimentador, devido ao acionamento dos motores. Para tensões de 6,6 kV e superiores, em vez de contactores são utilizados disjuntores dotados de relés secundários digitais, alimentados em corrente contínua.

Em geral, nas instalações que contêm grandes máquinas, há necessidade da aplicação de um sistema de proteção por meio da utilização de relés secundários digitais, o que por si só já justifica a aquisição do sistema de corrente contínua.

A [Figura 7.37](#), que representa um esquema unifilar simplificado, resume as informações anteriores.

7.10 Sobretensões de manobra

Os motores de indução com rotor em curto-circuito podem provocar no sistema de alimentação severos níveis de sobretensão quando são desligados da rede durante o processo de partida direta. Além disso, quando os motores acionados diretamente da rede e sem carga no eixo são desligados, podem ocorrer fortes sobretensões de manobra que devem ser evitadas. Essas sobretensões são mais notadas em unidades superiores a 150 cv e inferiores a 500 cv, nas tensões compreendidas entre 4,16 kV e 13,80 kV.

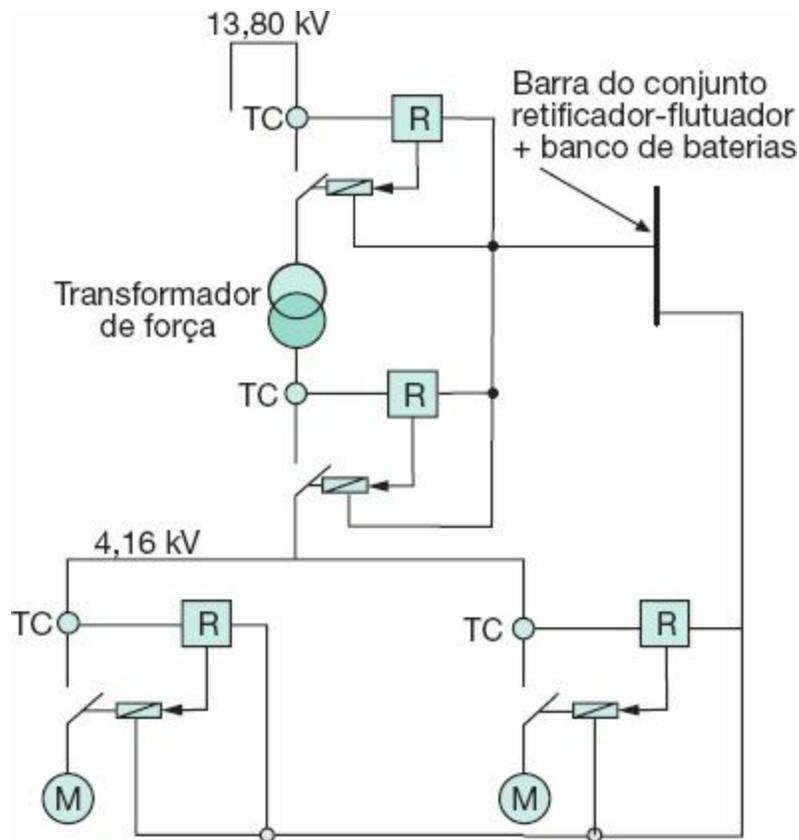


Figura 7.37 Esquema básico de partida de motores com elevada queda de tensão.

O desligamento súbito dos motores assíncronos deve-se principalmente ao rotor travado, à partida para verificação do sentido de rotação, à atuação intempestiva do relé de proteção e até ao acionamento por descuido.

O fator principal da ocorrência de sobretensões deve-se às interrupções de correntes altamente indutivas, como se verifica na partida dos motores elétricos de indução. As sobretensões dependem do valor instantâneo da tensão aplicada aos terminais do motor, quando ocorre a passagem da corrente por zero. A configuração do sistema supridor, associada às condições construtivas do disjuntor, também contribui fortemente para determinar a amplitude da sobretensão. Outro fator importante é a corrente de desligamento do motor. Quanto maior for, mais severa é a amplitude das sobretensões.

É interessante observar que os motores de potência muito elevada não

provocam sobretensões capazes de prejudicar o sistema.

7.11 Controle de velocidade dos motores de indução

Ao se analisar a Equação (7.62) percebe-se que há dois métodos básicos de variação da velocidade dos motores de indução — variando-se o número de polos ou a frequência. No primeiro, caso a variação da velocidade ocorra de maneira discreta, como é óbvio, na proporção 1:2. Já no segundo método, a velocidade pode variar de forma contínua com a variação da frequência.

7.11.1 Conexão Dahlander

Este método de partida implica a utilização de um motor de indução de construção apropriada, em que, na maioria dos casos, cada enrolamento de fase é constituído de duas bobinas ligadas em série, com o ponto médio acessível e os mesmos enrolamentos ligados em triângulo ou dupla estrela.

O princípio fundamental deste tipo de acionamento se baseia na seguinte expressão:

$$W_s = \frac{2 \times F}{P} \times (1 - S) \quad (7.62)$$

W_s - velocidade angular síncrona do motor, em rps;

F - frequência da rede, em Hz;

P - número de polos;

S - escorregamento.

Há três formas de ligação de um motor Dahlander que resultam em três diferentes condições operacionais, ou seja:

a) Conjugado constante

Para obter a velocidade inferior nesta condição, o motor deve ser ligado em delta, de acordo com a [Figura 7.38\(a\)](#). Para obter a velocidade superior, deve-se ligar o bobinado em dupla estrela, conforme mostra a [Figura 7.38\(b\)](#). A relação de potência é de aproximadamente 0,63:1 e o torque permanece constante nas duas velocidades. Assim, se a potência do motor em questão é de 100 cv na velocidade superior, na partida, ou seja, em baixa velocidade, sua potência é de apenas 63 cv. No entanto, em ambas as conexões, o conjugado máximo é basicamente o mesmo.

b) Potência constante

Para obter a velocidade inferior nesta condição, o motor deve ser ligado em dupla estrela, de acordo com a [Figura 7.39\(a\)](#). Para obter a velocidade superior, deve-se ligar o bobinado em delta, conforme mostra a [Figura 7.39\(b\)](#). A relação de conjugado é de 1:2 e a potência permanece constante nas duas velocidades.

c) Conjugado variável

Para obter a velocidade inferior nesta condição, o motor deve ser ligado em estrela, de acordo com a [Figura 7.40\(a\)](#). Para obter a velocidade superior, deve-se ligar o bobinado em dupla estrela série, conforme mostra a [Figura 7.40\(b\)](#). A relação de potência é de 1:4 e o conjugado varia nas duas velocidades. Tem larga aplicação na operação de bombas, regulando sua capacidade de acordo com a vazão necessária ao processo.

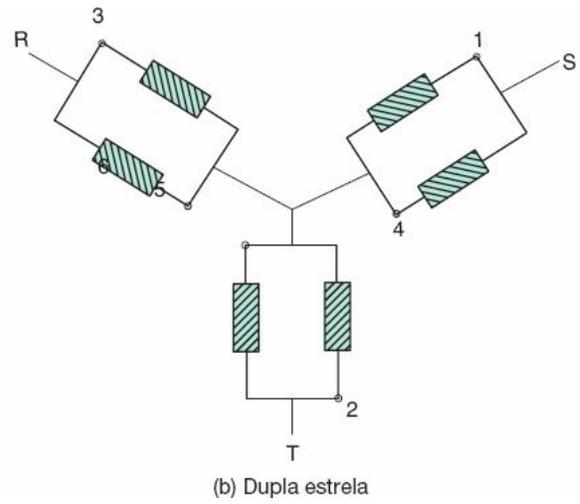
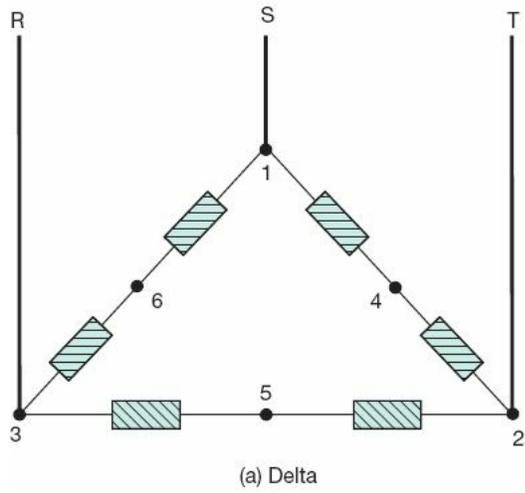


Figura 7.38 Conexão Dahlander para conjugado constante.

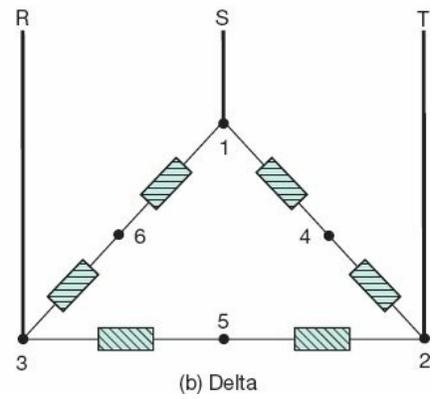
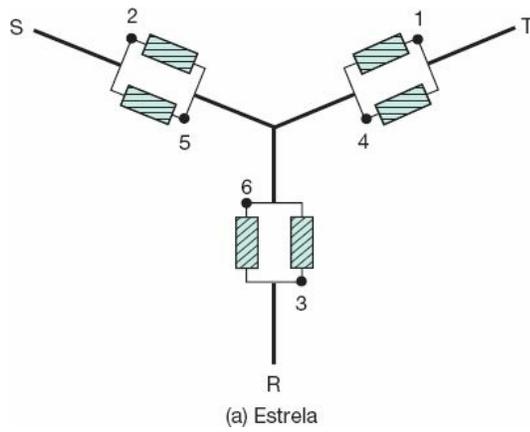


Figura 7.39 Conexão Dahlander para potência constante.

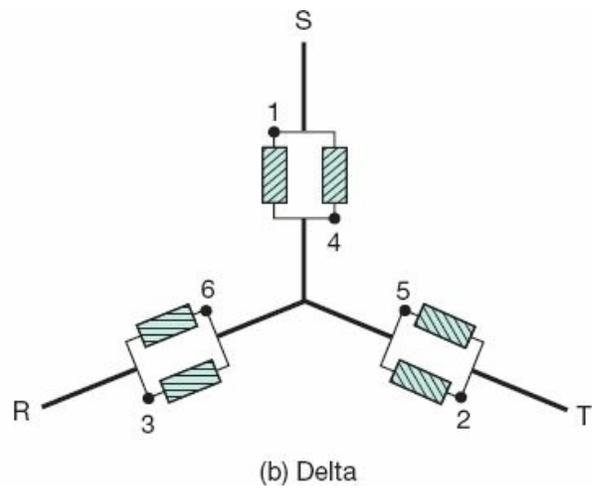
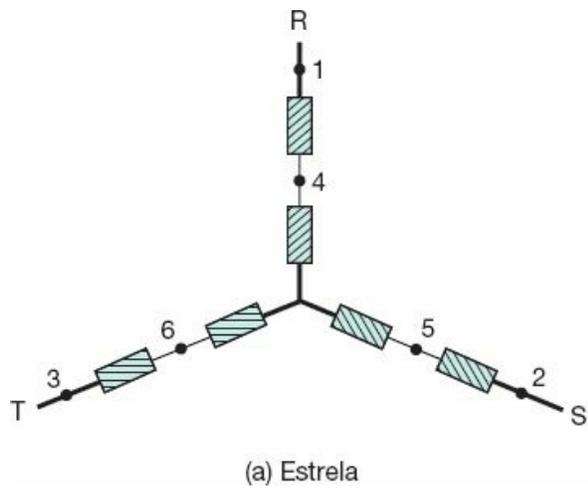


Figura 7.40 Conexão Dahlander para conjugado variável.

No caso de motores de oito polos, a partida realizada na conexão síncrona, em Δ , é de 900 rpm. Alterando-se a conexão de Δ para YY, obtêm-se $P = 4$ polos, em que a velocidade síncrona é de 1.800 rpm.

Utilizando-se a Equação (7.62) para um escorregamento de 1,5 %, tem-se:

- Em baixa velocidade

$$W_s = \frac{2 \times F}{P} \times (1 - 0,015) = \frac{2 \times 60}{8} \times 0,985 = 14,7 \text{ rps}$$

$$W_s = 14,7 \times 60 = 900 \text{ rpm}$$

- Em alta velocidade

$$W_s = \frac{2 \times F}{P} \times (1 - 0,015) = \frac{2 \times 60}{4} \times 0,985 = 29,55 \text{ rps}$$

$$W_s = 29,5 \times 60 = 1.770 \text{ rpm}$$

7.11.2 Inversores de frequência

Os inversores de frequência são dispositivos eletrônicos empregados na operação de motores elétricos de rotor em curto-circuito, convertendo a amplitude da frequência e da tensão, originalmente fixas, em largas faixas de amplitudes variáveis.

Os inversores são largamente empregados nas seguintes condições:

- Controle da velocidade angular dos motores.
- Controle do conjugado motor.
- Partida dos motores quando não é possível partida por outros meios de compensação.
- Operação de motores em partidas e paradas suaves.

- Controle e regulação do golpe de aríete em sistemas de bombeamento de água.

Os inversores de frequência funcionam através da retificação da tensão alternada do alimentador do motor por meio de seis tiristores, modulando a largura do pulso resultante e gerando uma corrente trifásica de frequência e tensão variáveis. Todo esse processo é realizado por microprocessador, permitindo que o motor forneça sua potência no eixo com o maior desempenho possível, dentro de uma faixa de velocidade que pode variar, por exemplo, de 0 a 1.800 rpm para motores de quatro polos. Para realizar essas tarefas, o processador utiliza um algoritmo de controle vetorial de fluxo que, através dos parâmetros do motor e das variáveis operacionais, como tensão, corrente e frequência, realiza um controle fino do fluxo magnético rotórico e, conseqüentemente, estático, de forma a manter constante este fluxo independente da frequência de rede de alimentação.

Nas indústrias de química e petroquímica, cimento, siderurgia, têxtil, bebidas etc., é amplamente utilizado o controle de velocidade dos motores elétricos em função do processo de manufaturação. Há tempos, essas questões vinham sendo resolvidas com a aplicação de motores de corrente contínua quando se desejava um controle de velocidade contínuo. Porém, com o advento da eletrônica de potência foram desenvolvidos os inversores de frequência associados à microeletrônica, de modo a permitir o uso de motores de indução com rotor em curto-circuito em substituição aos motores de corrente contínua.

Os motores de indução, como se sabe, são robustos, de fácil manutenção e de custo reduzido comparado aos demais. Já os motores de corrente contínua são caros e de manutenção frequente e onerosa.

O controle de velocidade dos motores com rotor em curto-circuito é possível com o uso dos inversores de frequência, equipamentos constituídos basicamente por um retificador e um inversor, conforme mostrado na [Figura 7.41](#).

A maioria das aplicações dos inversores de frequência está relacionada com os motores de indução de rotor em curto-circuito. No entanto, os inversores poderão ser aplicados aos motores de indução com rotor bobinado.

A seleção de um inversor de frequência requer o conhecimento de alguns dados técnicos sem os quais ficaria prejudicada a correta escolha do inversor para aquele determinado motor. Os principais dados são:

- Tipo do motor: assíncrono com rotor em curto-circuito, assíncrono com rotor bobinado, tensões disponíveis de alimentação, potência nominal, corrente nominal e fator de serviço, se existir.
 - Tipo de carga: potência constante, conjugado constante, conjugado nominal e cargas especiais.
 - Aplicação: para um único motor ou para dois ou mais motores. Para aplicação em um motor, devem-se determinar os ajustes das proteções; para dois ou mais motores, deve-se selecionar o inversor de frequência a partir da soma algébrica das correntes nominais dos referidos motores.
 - Ambiente do recinto do motor: temperatura máxima, altitude, umidade, grau de proteção requerida do inversor.
- Definições necessárias para o motor: sobrecarga, curto-circuito,
- controle automático de velocidade ou não, condições de partida automática após uma falta de tensão na rede.
 - Conjugado de partida: deve-se verificar se o conjugado de partida está dentro dos limites do inversor de frequência.

7.11.2.1 Operação com velocidade inferior à nominal

A maioria dos motores de indução utilizada é do tipo rotor em gaiola de esquilo com autoventilação.

Como se sabe, as perdas de um motor têm origem no ferro e no cobre. As perdas no cobre dependem do valor da carga acionada, enquanto as perdas

no ferro são praticamente constantes com a variação da carga.

Quando o motor opera em condições nominais de carga e velocidade angular, as perdas no ferro e no cobre assumem seus valores nominais. Porém, quando o motor controlado pelo inversor de frequência assume velocidades angulares inferiores à sua nominal, mantendo a mesma carga girante, por redução do fluxo refrigerante aumentará o aquecimento no motor. Neste caso, é necessário superdimensionar a potência nominal do motor ou utilizar um motor com fator de serviço elevado, dependendo da solução da faixa de velocidade em que irá operar o motor. No entanto, se ao reduzir a velocidade angular, a carga também diminui, como ocorre no bombeamento de líquidos através de bombas centrífugas, a corrente decresce e, conseqüentemente, as perdas diminuem, compensando a deficiência de ventilação.

De acordo com a Equação (7.63), o conjugado é diretamente proporcional ao fluxo Φ , que, por sua vez, é proporcional à relação V/F . Sendo o motor autoventilado, em velocidade reduzida, mantendo a mesma carga, a temperatura se eleva no interior do motor, necessitando-se reduzir o torque para manter a temperatura dentro dos limites da classe de isolamento, de acordo com a [Tabela 7.4](#).

7.11.2.2 Operação com velocidade superior à nominal

Nestas circunstâncias, a tensão é ajustada no seu valor máximo (tensão nominal) enquanto a frequência seria incrementada, devendo ser limitada pelo conjugado máximo do motor e pelos esforços mecânicos a que ficariam submetidas as partes móveis do referido motor, incluindo-se aí o próprio rolamento.

A máxima velocidade a que é possível submeter o motor, limitada pelo aumento da frequência, pode ser dada pela Equação (7.63).

$$W_{\text{máx}} = 0,67 \times W_{nm} \times \frac{C_{ma}}{C_{nm}} \quad (7.63)$$

C_{ma} - conjugado máximo do motor;

C_{nm} - conjugado nominal do motor;

W_{nm} - velocidade nominal do motor, em rpm.

7.11.2.3 Tipo de controle

Existem dois tipos de inversores de frequência, caracterizados pela forma de controle.

a) Controle escalar

É assim classificado o inversor de frequência que faz o motor operar controlando a tensão e a frequência, mantendo sua relação constante para qualquer valor da velocidade de operação. Nessa circunstância, a velocidade do motor pode variar em faixas estreitas, em função do seu escorregamento.

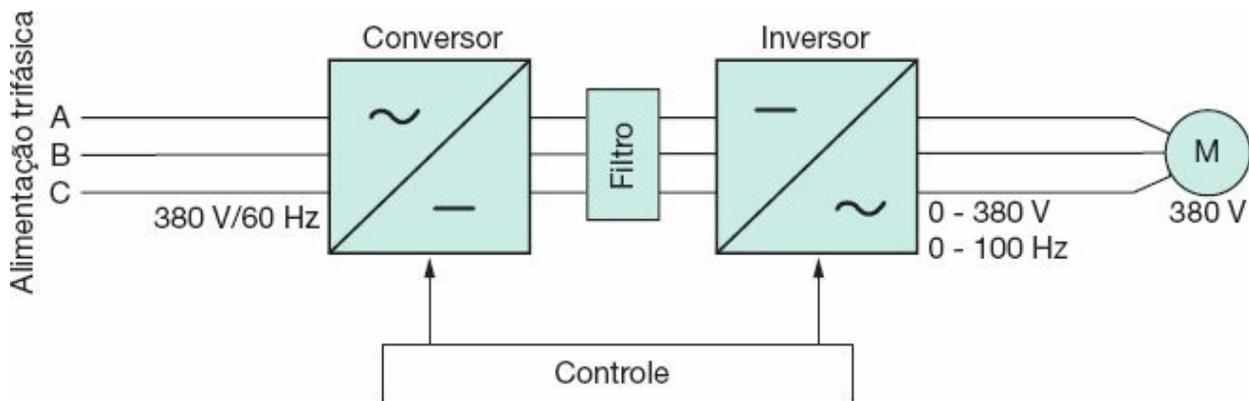


Figura 7.41 Esquema básico de um inversor de frequência.

Exemplo de aplicação (7.15)

Determinar a máxima velocidade que atingiria um motor de 600 cv/IV polos/380 V, cuja relação do conjugado máximo para o conjugado nominal (C_{ma}/C_{nm}) é de 220 %.

$$\Delta W = \frac{2.653 - 1.800}{1.800} \times 100 = 47,3 \%$$

O inversor de frequência de controle escalar é utilizado em aplicações rotineiras que não necessite de controle de conjugado motor e cujo controle de velocidade esteja entre na faixa de 6 a 60 Hz. Acima de 60 Hz a tensão não pode ser mais elevada, pois se atinge a tensão da rede e se iguala a tensão nominal do motor, em conformidade com a [Figura 7.42](#). Se elevarmos a frequência acima do valor de 60 Hz, conforme se mostra na [Figura 7.43](#), o torque que era mantido constante inicia uma trajetória declinante devido ao enfraquecimento do campo magnético. Similarmente ao torque, a corrente também diminuirá. Se reduzirmos a frequência a um valor inferior a 30 Hz, mantendo constante a relação V/F , tanto a corrente como o torque irão diminuir, influenciando negativamente nas características operacionais do motor. Essa alteração de comportamento do motor é devida à resistência das bobinas que, nessa frequência, passa a ter um valor relevante quando comparado com a reatância. A fim de anular esse funcionamento indesejável do motor, a tensão do estator deve ser elevada como uma forma de compensação, de acordo com a [Figura 7.44](#).

O inversor de controle escalar usa a velocidade do motor como sinal para fazer variar a tensão e a frequência e disparar os transistores.

Os inversores do tipo de controle escalar são aplicados em motores de indução com rotor em gaiola convencional sem nenhum sistema de realimentação em malha fechada. São mais baratos quando comparados com os inversores de frequência com controle de melhor qualidade.

b) Controle vetorial

É assim classificado o inversor de frequência que faz o motor operar com uma elevada precisão de velocidade e uma elevada rapidez na mudança de velocidade e de conjugado, sendo, portanto, mais utilizado em máquinas

operatrizes que necessitam de um rígido controle na velocidade.

Os inversores de controle vetorial são fabricados em duas versões:

- Inversores de frequência sem sensor (*sensoless*), que são mais simples e não têm regulação de conjugado.
- Inversores de frequência com realimentação controlada pelo campo magnético (*enconder*).

Esses inversores podem controlar a velocidade e o conjugado motor tomando como referência a corrente do próprio motor, sendo, portanto, mais empregados no controle fino de velocidade dos motores. Assim, o inversor de controle vetorial determina a corrente do estator, a de magnetização e a corrente requerida para produzir o conjugado necessário para a operação do motor.

7.11.2.4 Tensão nominal

Deve-se utilizar o inversor de frequência com a mesma tensão nominal do motor.

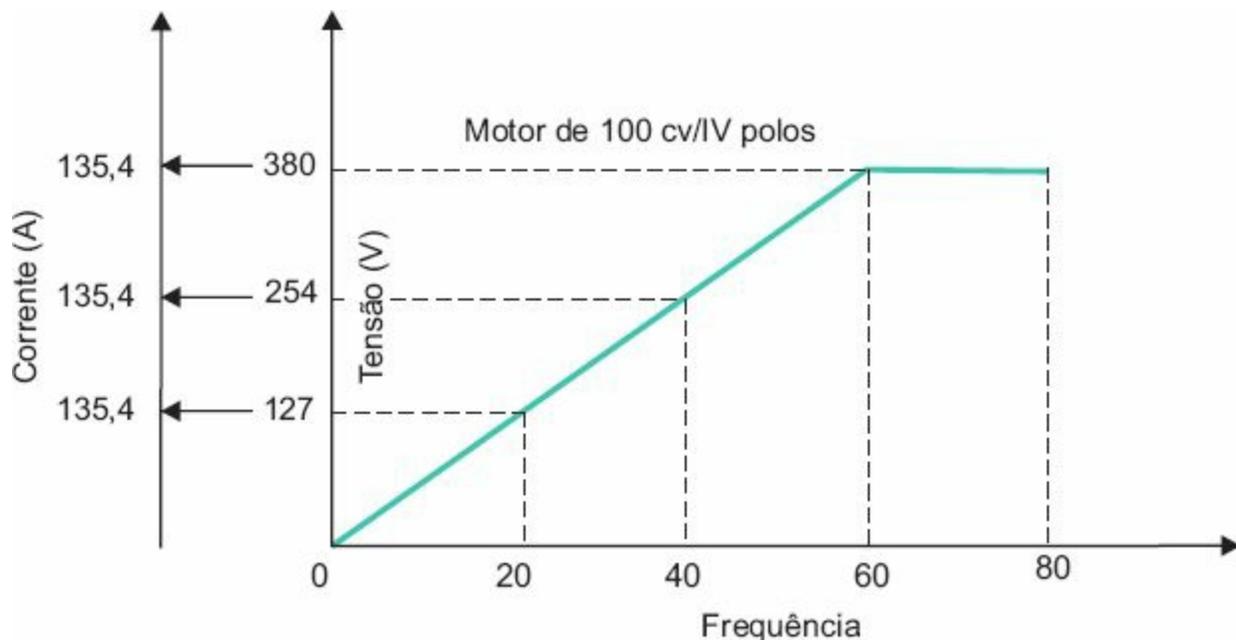


Figura 7.42 Relação constante entre tensão e frequência — motor de 100 cv/IV polos.

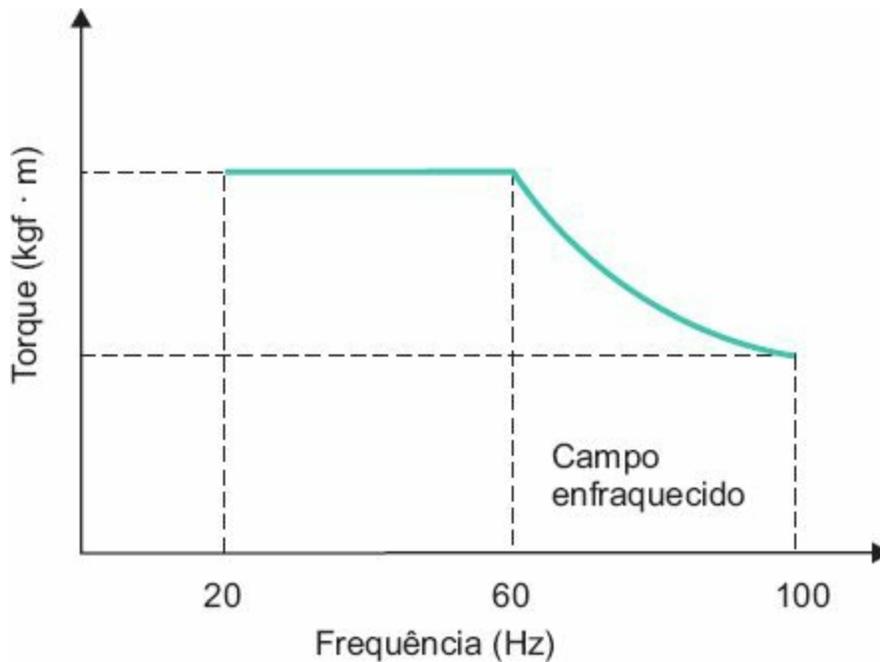


Figura 7.43 Enfraquecimento do campo magnético.

Para que não se danifique o inversor de frequência com a queima dos seus diodos de entrada, deve-se preservar um desbalanceamento de tensão entre as fases inferior a 2 %.

Os motores de pequena potência, isto é, não superiores a 3 cv, podem ser alimentados a partir de inversores de frequência trifásico utilizando-se um sistema monofásico.

7.11.2.5 Corrente nominal

A corrente nominal do inversor de frequência deve ser igual ou superior à corrente nominal do motor.

A [Tabela 9.19](#) fornece a corrente nominal de inversores de frequência de fabricação WEG. Deve-se considerar no dimensionamento de um inversor de frequência que o mesmo pode possuir diferentes correntes nominais, a depender das características da carga ligada ao motor. No caso de carga do

tipo conjugado variável, a capacidade de sobrecarga do inversor de frequência pode variar entre 10 % e 15 %. Esse tipo de carga pode ser encontrado nos motores que acionam bombas de líquidos, como nos setores de tingimento das indústrias têxteis, estações de bombeamento etc., ou ainda nos moinhos de trigo que normalmente usam grandes ventiladores centrífugos.

7.11.2.6 Potência nominal

Os inversores de frequência fornecem uma forma de onda não inteiramente senoidal, o que implica perdas adicionais no motor em cerca de 15 %. No caso de motores em operação, é necessário verificar se existe capacidade de potência de reserva na porcentagem anteriormente citada.

De acordo com o que foi comentado, a potência do motor controlado por inversor de frequência pode ser calculada de acordo com a Equação (7.64).

$$P_{nm} = 1,15 \times P_{ei} \times \frac{W_{nm}}{W_{mi}} \quad (7.64)$$

P_{nm} - potência nominal do motor, em cv;

P_{ei} - potência mínima solicitada no eixo do motor, em cv;

W_{nm} - velocidade angular nominal do motor, em rpm;

W_{mi} - velocidade angular mínima do motor correspondente à potência mínima solicitada, em rpm.

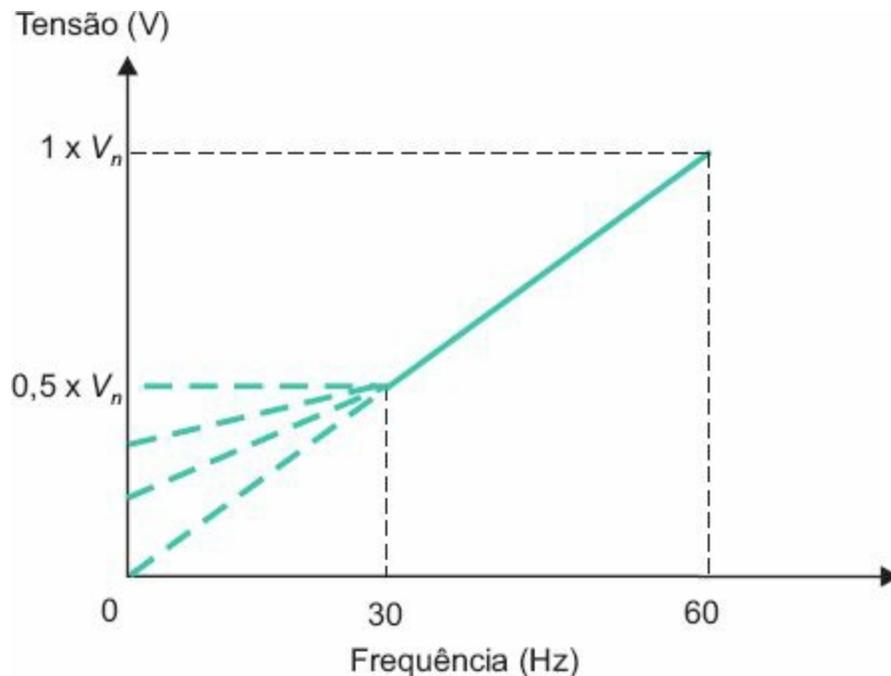


Figura 7.44 Compensação de tensão.

Em geral, os inversores estáticos são dimensionados com um valor da corrente nominal superior à corrente nominal do motor, a fim de atender qualquer necessidade de sobrecarga. A [Tabela 9.19](#) fornece os valores e características nominais dos inversores de frequência de fabricação WEG e mais informações sobre o equipamento.

A aplicação de chaves inversoras para controle de velocidade em motores de indução deve ser precedida de uma análise envolvendo as características técnicas do motor, condições operacionais, componentes harmônicas e outras considerações a seguir discutidas.

O uso das chaves inversoras se faz sentir notadamente nas seguintes atividades industriais:

- Elevação e transporte de cargas.
- Bobinamento e desbobinamento de papéis.
- Laminação de aço.
- Extrusão de materiais plásticos.

- Indústrias têxteis.

Para que se possa utilizar um inversor de frequência, é necessário que se conheça suas características técnicas.

O uso de inversores de frequência em motores com ventilação independente não resulta em sobreaquecimento, já que o ventilador é acionado por um motor auxiliar.

7.11.2.7 Componentes harmônicos

Os inversores de frequência são equipamentos geradores de correntes harmônicas capazes de prejudicar o desempenho das cargas conectadas ao sistema. Para evitar essa condição, é necessário tomar uma das seguintes providências:

- Determinar a potência total dos inversores de frequência. Se a potência total for inferior a 20 % da carga total instalada, conectar em série com o inversor de frequência uma reatância, normalmente ligada nos seus terminais, de forma a provocar uma queda de tensão igual a 3 % em relação à tensão composta, na condição de carregamento nominal do motor.
- Se a potência total dos inversores for superior a 20 % do total da carga instalada, é necessário realizar um estudo detalhado, envolvendo todas as cargas e sua sensibilidade quanto ao desempenho operacional na presença de componentes harmônicas.

Não tem sido fácil para os projetistas obterem informações sobre a geração de harmônicas dos fabricantes de máquinas que contêm controladores de processo. Assim, a análise anterior fica prejudicada, em grande parte dos casos, pelo desconhecimento dos valores individuais da distorção harmônica das máquinas e que devem ser considerados juntamente com a distorção harmônica provocada pelos inversores.

Para reduzir as correntes harmônicas, podem ser tomadas as seguintes precauções:

- Inserir no circuito intermediário CC do inversor de frequência uma indutância CC; pode também ser incorporada ao equipamento.
- Inserir uma indutância de linha: reduz as sobretensões no circuito de alimentação e as correntes harmônicas. Normalmente, é empregada nas seguintes condições:
 - Quando na instalação existe uma grande quantidade de inversores de frequência em um mesmo circuito.
 - Reduzir a sobrecarga dos capacitores e elevar o fator de potência da instalação.
 - Quando a rede de alimentação opera com desequilíbrio superior a 1,8 % da tensão nominal.

Muitos inversores de frequência já incorporam filtros harmônicos definidos pelo próprio fabricante. No entanto, no pedido de um inversor de frequência devem ser indicados os filtros necessários àquela instalação em particular. Isso nem sempre é fácil de fazer por absoluta falta de informações.

7.11.2.8 Limite de velocidade

Os motores elétricos operados por chaves inversoras de frequência podem desenvolver velocidade desde os valores mínimos necessários (imediatamente superior ao valor nulo) até o valor máximo admitido pelo fabricante do motor. Esse limite respeita normalmente o tempo de vida útil dos rolamentos, que são afetados severamente pelo regime de velocidade aplicada.

7.11.2.9 Desempenho operacional dos motores

O inversor de frequência libera para o motor uma onda senoidal distorcida em função dos componentes harmônicos, tanto de corrente como de tensão,

que afetam significativamente as características dos motores de indução, notadamente seu rendimento. Para manter a elevação de temperatura do motor dentro de sua classe de isolamento, é necessário reduzir o conjugado por meio de um fator inferior à unidade, conforme a [Tabela 7.7](#).

Os motores elétricos operados por inversores devem respeitar algumas condições em serviço que podem influenciar seu desempenho, que está intimamente relacionado ao comportamento da carga e às características técnicas dos inversores:

a) Efeito das correntes harmônicas sobre os motores de indução

Quando o motor é operado por um inversor, é aplicada aos seus terminais uma tensão com conteúdo harmônico, fazendo gerar correntes harmônicas nas mesmas frequências das tensões aplicadas. Como resultado, tem-se:

- perdas nos enrolamentos;
- elevação da temperatura;
- redução do rendimento.

Para compensar a elevação de temperatura sofrida pelos enrolamentos, deve-se reduzir o valor do torque nominal do motor na proporção dada pela [Tabela 7.7](#). Outra forma de compensar a elevação de temperatura é adotar um motor de maior potência.

O fator de distorção harmônica de tensão pode ser determinado a partir da relação da Equação (7.65).

$$F_{dh} = 100 \times \frac{\sum_{N=2}^{n=\infty} V_h^2}{V_f^2} \quad (7.65)$$

V_f - tensão fundamental em seu valor eficaz;

V_h - tensão harmônica de ordem N ;

N - ordem da harmônica.

Tabela 7.7 Fator de redução de torque por presença de harmônicos

Distorção harmônica %	Fator de redução de torque do motor
3	1,00
4	0,97
5	0,94
6	0,95
7	0,93
8	0,90
9	0,87
10	0,86
11	0,78
12	0,73

Para obter o rendimento de um motor de indução acionado por um inversor de frequência, pode-se empregar a Equação (7.66).

$$\eta_r = \frac{F_{rth}^2}{\frac{1}{\eta} + F_{rth}^2 - 1} \quad (7.66)$$

η_r - rendimento do motor funcionando com o inversor de frequência;

η - rendimento do motor suprido por onda senoidal perfeita;

F_{rth} - fator de redução de torque por distorção harmônica.

Exemplo de aplicação (7.16)

Um motor de 300 cv/IV polos/380 V, rendimento 0,96, deverá ser operado por um inversor de frequência que produz uma distorção harmônica no sistema de alimentação de 10 %. Determinar o rendimento desse motor quando acionado pelo inversor de frequência.

$$\eta_r = \frac{F_{rth}^2}{\frac{1}{\eta} + F_{rth}^2 - 1} = \frac{0,86^2}{\frac{1}{0,96} + 0,86^2 - 1} = 0,94$$

$$F_{rth} = 0,86 \text{ (obtida da Tabela 7.7)}$$

b) Efeito da variação de velocidade sobre os motores de indução

Se o motor utilizado com o inversor de frequência tem ventilação independente, o aquecimento do motor será pouco afetado. No entanto, se o motor é do tipo autoventilado, a operação com variação de velocidade faz elevar a temperatura do motor, em virtude da deficiência de ventilação em baixas velocidades. A [Tabela 7.8](#) fornece a redução de conjugado ou torque percentual dos motores, em função da redução da ventilação como consequência da diminuição da rotação do motor, e a redução de conjugado em função da simultaneidade da presença de harmônicos de tensão e da redução da rotação do motor. Para velocidades superiores à nominal, observa-se uma redução de conjugado motor motivada pelo enfraquecimento do campo magnético.

Tabela 7.8 Fator de redução de torque por presença de harmônicos

Variação de velocidade %	Fator de redução de torque devido à rotação	Fator de redução de torque devido à rotação e à harmônica
--------------------------	---	---

10	0,64	0,60
20	0,72	0,70
30	0,83	0,77
40	0,85	0,81
50	0,88	0,85
60	0,92	0,87
70	0,96	0,90
80	1,00	0,94
90	-	0,95
100	-	0,95
110	-	0,85
120	-	0,80
130	-	0,74
140	-	0,68
150	-	0,64
160	-	0,64

Exemplo de aplicação (7.17)

Dimensionar a potência nominal de um motor de indução com rotor bobinado, 440 V/IV polos, cujo eixo está acoplado a uma bomba-d'água centrífuga com capacidade de 235.000 litros por hora, recalando água de uma altura de 20 m e elevando para uma caixa-d'água a uma altura de 50 m. O motor é acionado por uma chave inversora de frequência, que controla, em certas horas, a quantidade de água bombeada, variando a rotação entre 100 % e 60 % do valor nominal. Foi realizada uma medida nos terminais do motor e registrada a presença de componentes harmônicos de 3º, 5º e 9º ordens com valores, respectivamente, iguais a 55 V, 44 V e 39 V.

Cálculo da potência nominal do motor sem inversor de frequência

De acordo com a Equação (6.2), tem-se:

$$P_b = \frac{9,8 \times Q \times \gamma \times H}{\eta} = \frac{9,8 \times 235 \times 70}{0,82} = 196,6 \text{ kW} \rightarrow P_b = 200 \text{ cv}$$

$$H = 20 + 50 = 70 \text{ m}$$

$$Q = 235.000 \frac{l}{h} = 235 \text{ m}^3/h$$

$$\gamma = 1$$

$$\eta = 0,82$$

Cálculo do fator de distorção harmônica devido às harmônicas de tensão

De acordo com a Equação (7.65), tem-se:

$$F_{dh} = 100 \times \frac{\sqrt{\sum_{N=2}^{n=\infty} V_h^2}}{V_f} = 100 \times \frac{\sqrt{55^2 + 44^2 + 39^2}}{440} = 100 \times \frac{80,5}{440} = 100 \times 0,18 = 18 \%$$

Cálculo da potência nominal do motor acionado por inversor de frequência

Da Tabela 7.8 determina-se o fator de redução de potência do motor combinando os efeitos da rotação e dos harmônicos, cujo valor é de 0,87, relativo à velocidade de 60 % da

nominal, que é a menor rotação de operação. Logo, a potência nominal do motor deve ser de 250 cv:

$$P_{nm} = \frac{200}{0,87} = 229,8 \text{ cv} \rightarrow P_{nm} = 250 \text{ cv}$$

7.11.2.10 Partida do motor

Deve-se verificar se o motor durante a partida pode provocar quedas de tensão superiores a 10 %, conforme já estudado anteriormente. Além disso, deve-se verificar se o conjugado motor é suficiente para vencer o conjugado de carga. O emprego da técnica de controle de velocidade, materializada na chave inversora de frequência, possibilita satisfazer estas condições desde que se mantenha constante a relação entre a tensão e a frequência, o que resulta a manutenção do torque nominal do motor e possibilita correntes de partida muito baixas, acarretando, conseqüentemente, quedas de tensão modestas. Não é economicamente viável a aplicação de chaves conversoras de frequência com finalidade específica de reduzir a queda de tensão durante a partida de um motor, em situações normais. No entanto, em as utilizando para as finalidades de controle de velocidade, podem ser ajustadas para permitir um acionamento com quedas de tensão reduzidas.

Em geral, os motores acionados por inversores partem com frequências muito baixas, inferiores a 10 Hz.

A manutenção constante do torque implica que:

$$\frac{V_m}{F_m} = \text{constante} \quad (7.67)$$

$$\Phi = \frac{V_m}{K \times F_m \times N} \quad (7.68)$$

V_m - tensão aplicada nos terminais do motor, em valor eficaz, em V;

K - constante que vale 4,44;

F_m - frequência absorvida pelo motor, em Hz;

N - número de espiras do enrolamento.

É necessário que o valor de Φ seja constante para que o torque resultante também se mantenha constante em toda a faixa de variação da velocidade, já que é dado pela Equação (7.69).

$$C = K \times \Phi \times I_r \times \cos \psi \quad (7.69)$$

K - constante de torque;

$I_r \times \cos \psi$ - componente da corrente do rotor.

Como a potência do motor é dada pela Equação (7.70) e sendo W a velocidade angular dada na Equação (7.71), logo, reduzindo-se F_m , diminui-se W , que, conseqüentemente, reduz P , já que C se mantém constante.

$$P = C \times W \quad (7.70)$$

$$W = 2 \times \pi \times F_m \quad (7.71)$$

Exemplo de aplicação (7.18)

Considerar, em uma instalação industrial, uma bomba que trabalha com carga variável e é acionada frequentemente. Calcular a potência nominal do motor, sabendo-se que a bomba necessita de uma potência no eixo de 148 cv, quando está operando na sua vazão mínima, o que pode ocorrer a uma velocidade de 700 rpm. O motor especificado deve ser de indução com rotor em curto-circuito, IV polos, 380 V/60 Hz, 1.800 rpm.

Cálculo da potência nominal do motor

De acordo com a Equação (7.64), tem-se:

$$P_{nm} = 1,15 \times 148 \times \frac{1.800}{700} = 437 \text{ cv}$$

Logo, o motor adotado será de 475 cv.

Cálculo da frequência e tensão no motor em operação em baixa velocidade

$$\frac{V_m}{W_m} = \frac{380}{1.800} = \frac{V_m}{700}$$

- Frequência a que deverá ficar submetido o motor é de:

$$F_m = \frac{4 \times W}{120} = \frac{4 \times 700}{120} = 23,3 \text{ Hz}$$

- Tensão a que deverá ficar submetido o motor é de:

$$\frac{V_m}{F_m} = \frac{380}{60} = \frac{V_m}{23,3} \rightarrow V_m = 147,7 \text{ V}$$

Cálculo da corrente de partida sem o inversor

$$K_r = \frac{147,7}{380} = 0,388$$

$$I_{pm} = K \times I_{nm} \times K_r = 7,6 \times 610,5 \times 0,388 = 1.800 \text{ A}$$

$$I_p / I_{nm} = K = 7,6 \text{ (Tabela 6.4)}$$

$$I_{nm} = 610,5 \text{ A (Tabela 6.4)}$$

Cálculo da tensão e da frequência para a corrente de partida igual à nominal

Como o inversor de frequência permite reduzir a velocidade angular a valores bem inferiores, pode-se regular o potenciômetro a um nível tal que reduza a corrente de partida ao mesmo valor da nominal, a fim de não acarretar perturbação no sistema:

$$K_r = \frac{1}{7,6} = 0,1315$$

$$\frac{V_m}{380} = K_r \rightarrow V_m = 380 \times 0,1315 = 49,97 \approx 50 \text{ V}$$

$$I_{pm} = 7,6 \times 0,1315 \times 610,5 = 610,13 \text{ A}$$

A frequência a que fica submetido o motor é de:

$$\frac{50}{380} = \frac{F}{1.800} \rightarrow F = 236,8 \text{ rpm}$$

$$F_m = \frac{4 \times W}{120} = \frac{4 \times 236,8}{120} = 7,89 \text{ Hz}$$

Os inversores de frequência permitem que, nas operações de frenagem dos motores a eles acoplados, seja regenerada a energia resultante, devolvendo-a à rede de suprimento.

7.11.2.11 Regime de funcionamento

Deve-se observar se o regime de funcionamento do motor permite manter a elevação de temperatura dentro dos limites normativos previstos para cada classe de isolamento.

7.11.2.12 Influência sobre os capacitores

Como os capacitores são afetados quando percorridos por correntes de frequência elevada, deve-se tomar cuidado para evitar que o motor seja submetido à sobre-excitação ou que surjam sobretensões no sistema.

7.11.2.13 Sobretensões no isolamento

A comutação efetuada em alta frequência provoca elevados picos de tensão

que afetam a integridade do isolamento, notadamente entre fases e entre fase e terra. Como a taxa de crescimento da tensão em relação ao tempo (dv/dt) é muito elevada e que representa a subida rápida da tensão no processo de comutação, o isolamento entre espiras é também afetado, sendo que a primeira espira é a mais solicitada e ponto de rompimento da isolação.

A forma de garantir a integridade da isolação é utilizar um motor da classe de tensão de 600 V com tensão suportável de pico de pelo menos 1.000 V,:

$$V_{\text{pico}} = 1,15 \times \sqrt{2} \times V_n = 1,15 \times \sqrt{2} \times 600 \cong 976 \text{ V} \cong 1000 \text{ V}$$

O valor 1,15 representa o fator de sobretensão. Também se deve especificar um motor com tempo de subida da tensão (*rise time*) igual ou superior a 2 μs . Com isto, tem-se o valor máximo da derivada ($dv/dt = 1.000/2 \mu\text{s} = 500 \text{ V}/\mu\text{s}$).

7.11.2.14 Limite do comprimento do circuito do motor

Uma onda de tensão injetada no terminal de fonte do circuito do motor e que tem determinada impedância característica atinge o terminal de carga onde estão ligadas as bobinas do mesmo, cuja impedância característica é significativamente superior à primeira, resultando o fenômeno de reflexão e refração da onda de tensão. Em função desse fenômeno, estudado no livro *Manual de Equipamentos Elétricos* (LTC, 2013), do autor, o motor é submetido à elevação da tensão nos seus bornes.

A Equação (7.72) fornece o comprimento crítico do cabo, além do qual poderão surgir fenômenos perigosos para a isolação do motor.

$$L_{\text{cr}} = \frac{V_{po} \times T_{\text{ct}}}{2} \quad (7.72)$$

V_{po} - velocidade de propagação da onda de tensão, em geral, igual a 150 m/

μs ;

T_{ct} - tempo de crescimento do pulso de tensão (*rise time*).

A [Figura 7.45](#) fornece o comprimento crítico do circuito do motor em função do tempo de crescimento da tensão. Assim, o comprimento máximo que deve ter o circuito de um motor de 100 cv/IV polos vale:

$$L_{cr} = \frac{V_{po} \times T_{ct}}{2} = \frac{150 \times 0,5}{2} = 37,5 \text{ m (este valor pode ser encontrado diretamente na [Figura 7.45](#))}$$

De forma geral, o comprimento do circuito do motor não deve ser superior a 25 m.

7.11.2.15 Arranjo dos circuitos com inversores

Os circuitos que alimentam cargas acionadas com inversores podem conter os seguintes dispositivos de proteção e comando:

- Disjuntor: deverá ser dimensionado a partir da corrente absorvida pelo inversor, normalmente superior à corrente do motor operando à plena carga.
- Contactor: deve ser dimensionado a partir da corrente nominal do motor; a categoria de funcionamento do contactor deve ser AC-1.
- Disjuntor + contactor: tem como objetivo prover, além das proteções associadas ao disjuntor, um seccionamento; já o contactor tem como finalidade prover um comando, principalmente quando o número de operações do motor é grande.

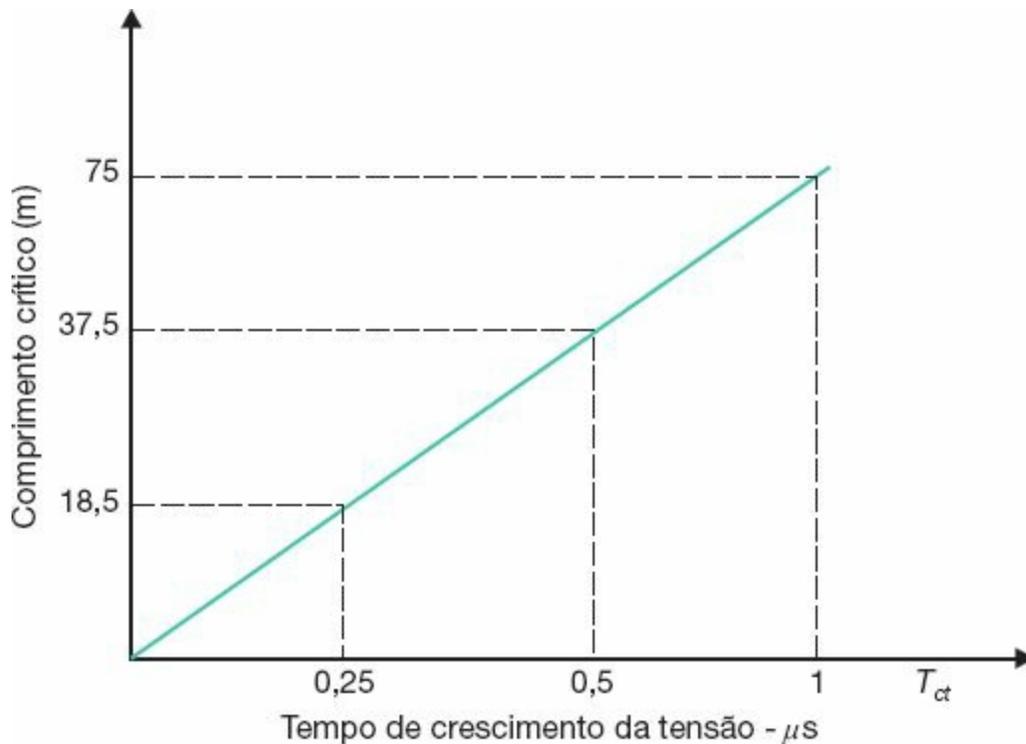


Figura 7.45 Comprimento crítico do circuito do motor.

7.11.2.16 Requisitos para a instalação dos condutores

A instalação dos condutores de força e controle dos circuitos que alimentam inversores de frequência deve ser feita atendendo aos seguintes requisitos:

- O inversor de frequência deve ser instalado o mais próximo possível do motor.
- O comprimento dos circuitos deve ser o menor possível.
- Os cabos de controle devem ser trançados e blindados.
- Os condutores dos circuitos de força devem estar afastados o máximo possível de equipamento de rádio, TV, antenas de TV e cabos das redes de comunicação.
- Quando no mesmo conduto, os cabos de força e os cabos de controle devem estar separados por uma barreira.
- Todas as massas, carcaça dos motores, invólucro dos inversores de frequência, quadro de comando e controle etc. devem estar aterrados

em um só ponto de aterramento para obter a melhor equalização de potencial possível.

7.11.2.17 *Frenagem reostática*

Quando solicitado, o inversor de frequência pode ser fornecido com uma resistência denominada “resistência de frenagem”. O objetivo dessa resistência é dissipar a energia na frenagem do motor, permitindo sua operação nos quadrantes 2 e 4 do diagrama conjugado \times velocidade. Essa resistência somente deve ser aplicada quando o motor é solicitado por elevados conjugados. Devido à dissipação térmica nesse tipo de operação, normalmente a resistência de frenagem é instalada na parte externa do inversor de frequência.

8

Fornos elétricos

8.1 Introdução

Com o desenvolvimento econômico do nosso país surgiram projetos industriais em que os fornos elétricos são parte fundamental da carga. Em geral, apresentam uma potência elevada que preocupa sobremaneira as empresas concessionárias de energia elétrica, tanto pela capacidade do seu sistema supridor como pela possibilidade de perturbação no seu próprio sistema, dependendo, neste caso, do tipo de forno que o consumidor adquiriu.

Os fornos elétricos estão divididos em três grupos distintos, cada um com suas características de processamento e operação definidas. Assim, são encontrados nos complexos industriais os seguintes tipos de fornos elétricos:

- fornos a resistência elétrica;
- fornos de indução eletromagnética;
- fornos a arco.

Dentro dos objetivos deste livro e, em particular, do presente capítulo, serão estudados sucintamente os dois primeiros tipos de fornos, devendo-se proceder a uma análise mais detalhada do último, devido às implicações que trazem aos sistemas de alimentação das concessionárias de energia elétrica, que, por este motivo, exigem dos interessados a apresentação de estudos ou

de dados que permitam fabricá-los, a fim de assegurar um grau de estabilidade de tensão dentro dos limites de suas normas particulares.

8.2 Fornos a resistência

São assim denominados aqueles que utilizam o calor gerado por perdas Joule em uma resistência elétrica atravessada por uma corrente de intensidade, em geral, elevada.

Os fornos a resistência, ao contrário dos fornos a arco, não provocam oscilação na tensão das redes de que são alimentados. Na verdade, contribuem significativamente para a melhoria do fator de potência do sistema de suprimento.

São constituídos de dois diferentes tipos, indicados para aplicações específicas nos processos industriais, ou seja, fornos a resistência de aquecimento direto e de aquecimento indireto.

8.2.1 Fornos a resistência de aquecimento direto

Neste tipo de forno, o material a ser trabalhado é posicionado entre os dois eletrodos e atravessado pela mesma corrente elétrica do circuito. Normalmente, a tensão dos eletrodos é de pequena intensidade.

São fornos de emprego muito específico, podendo-se citar como exemplo o aquecimento de água para produção de vapor, a manutenção da temperatura de fusão do vidro a partir de um bloco de material fundido, a fabricação de eletrodos de grafite utilizados em fornos a arco, a manutenção da temperatura do banho que permite a têmpera dos aços etc.

A [Figura 8.1](#) ilustra o funcionamento desse tipo de forno.

8.2.2 Fornos a resistência de aquecimento indireto

Neste tipo de forno, o material a ser trabalhado está contido em uma câmara isolada termicamente, e o calor é transferido da resistência elétrica a partir dos fenômenos de condução, convecção e irradiação.

São os tipos mais comuns de fornos a resistência. Industrialmente, são empregados na fusão de materiais como o chumbo e o alumínio, na secagem de vários produtos farmacêuticos, na vulcanização em geral, no cozimento de produtos alimentícios, no tratamento térmico de metais etc.

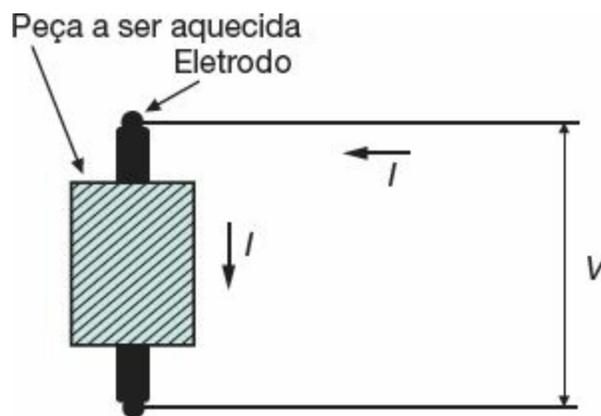


Figura 8.1 Forno de aquecimento direto.

O dimensionamento da resistência, bem como o material de que é constituído, devem obedecer a algumas prescrições básicas, como:

- ter uma elevada temperatura de fusão, da ordem de 25 % superior à temperatura de fusão do material a ser trabalhado;
- ser resistente à corrosão na temperatura de operação;
- ter resistividade elevada;
- apresentar um elevado grau de dureza em altas temperaturas.

Alguns materiais respondem a estas e outras características, o que permite sua utilização como resistências dos fornos elétricos, como as resistências de Nicromo V (80 % Ni-20 % Cr), Cromax (30 % Ni-20 % Cr -50 % Fe), Kantal (Cr, Al, Co, Fe) etc., normalmente constituídas de fios ou fitas dispostos em forma de espiral.

As resistências elétricas podem ser ligadas de forma simples, em circuitos monofásicos (fase-neutro ou fase-fase) ou em circuitos trifásicos, arranjados nas configurações estrela ou triângulo, preferindo-se esta última, que resulta uma menor quantidade do material resistor.

Um dado importante na escolha da seção da resistência é a carga específica superficial, que representa a maior taxa de transferência de potência cedida por unidade de superfície. Sua unidade é dada, em geral, em W/cm^2 . É necessário, no entanto, avaliar para cada projeto a carga específica superficial, já que as seções de pequenas dimensões das resistências elétricas custam menos, porém têm durabilidade reduzida quando comparadas com as resistências de maior seção, que apresentam custos significativamente maiores. Nas aplicações industriais, a carga específica superficial dos fios resistores é escolhida na faixa de 0,5 a 4,5 W/cm^2 . A [Tabela 8.1](#) fornece a carga específica superficial de algumas ligas de uso comum.

A [Tabela 8.2](#) fornece a resistência ôhmica, característica das ligas Cromel e Copel.

O processo para o dimensionamento de um forno elétrico de aquecimento indireto pode obedecer às seguintes etapas:

a) Potência desejada do forno

A potência do forno é função do material a ser trabalhado e do tempo para o qual se deseja atingir a condição de operação. No caso de materiais metálicos, a [Tabela 8.3](#) fornece a energia que deve ser utilizada para elevar suas temperaturas a um valor desejado, próximo à temperatura de fusão.

Tabela 8.1 Carga específica superficial (W/cm^2)

Temperatura do forno (°C)

Tipo de Liga	Resistência (Ohm/m)						
	600	700	800	900	1.000	1.100	1.200
80 % Ni - 20 % Cr	5,0	3,2	2,2	1,5	1,1	0,9	-
30 % Ni - 20 % Cr	4,6	3,0	2,0	1,4	1,0	0,8	-
20 % Cr - 5 % Al	8,0	5,8	4,3	3,1	2,2	1,3	0,8
Cr-Al-Co-Fe	3,9	3,5	3,0	2,4	1,5	-	-

Tabela 8.2 Características das ligas Cromel e Copel

Resistência (Ohm/m)	Resistência (Ohm/m)		Diâmetro do fio (mm)	Diâmetro do fio (mm)	
	80 % Ni-20 % Cr	55 % Cu-45 % Ni		80 % Ni-20 % Cr	55 % Cu-45 % Ni
10,414	0,01269	0,005742	0,64260	3,3368	1,5092
8,255	0,02017	0,009121	0,51050	5,2791	2,3886
6,553	0,03205	0,014502	0,40380	8,4322	3,8158
5,182	0,05124	0,022467	0,32000	13,4190	6,0764
4,115	0,08136	0,036747	0,25400	21,3300	9,6461

3,251	0,13025	0,058861	0,20320	33,3350	15,0600
2,591	0,20506	0,092850	0,16000	53,7100	24,3120
2,057	0,32515	0,146990	0,12700	85,3060	38,5840
1,626	0,52102	0,235570	0,11430	105,3200	47,6400
1,295	0,82020	0,370750	0,10160	133,2100	60,2720
1,016	1,33210	0,602720	0,08900	174,2200	78,7400
0,813	2,08340	0,941650	0,07870	221,7900	100,4000

Tabela 8.3 Energia para elevar a temperatura dos metais (kWh/t)

Material	Temperatura desejada - °C											
	200	300	400	500	600	700	800	900	1.000	1.100	1.200	1.300
Aço	20	38	50	60	90	120	160	175	215	225	250	260
Gusa	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	310	330
Al	55	80	100	140	170	<u>300</u>	335	370	393	-	-	-
Cu	-	-	-	57	65	76	90	100	<u>120</u>	135	200	215
Ag	-	-	27	38	45	50	55	<u>60</u>	105	110	120	127
Ni	20	38	50	60	85	100	115	140	160	180	195	220

Nessa tabela, os números em evidência representam aproximadamente a energia necessária, por tonelada, para os materiais indicados atingirem o

estado de fusão.

A Equação (8.1) fornece a potência do forno de acordo com a quantidade de energia necessária para sua operação, que é uma função da natureza da carga de trabalho:

$$P_f = \frac{E \times P_m}{\eta \times T} \text{ (kW)} \quad (8.1)$$

P_f - potência do forno, em kW;

η - rendimento do forno, variando entre 0,6 e 0,8;

T - tempo desejado para o material atingir sua temperatura de trabalho, em horas;

P_m - peso do material a ser trabalhado, em t;

E - energia consumida no processo desejado, em kWh/t.

A [Tabela 8.4](#) fornece as principais propriedades de alguns materiais utilizados, tanto em resistência de fornos como em carga de trabalho.

b) Determinação do diâmetro do fio resistor

$$D_f = 34,4 \times \sqrt[3]{\frac{\rho}{P_1} \times \left(\frac{P_{ff}}{N_p \times V} \right)^2} \text{ (mm)} \quad (8.2)$$

D_f - diâmetro do fio resistor, em mm;

ρ - resistividade do material do resistor, em $\Omega \cdot \text{mm}^2/\text{m}$;

P_1 - carga específica superficial do resistor, em W/cm^2 ;

V - tensão de suprimento, em V;

P_{ff} - potência por fase do forno, em kW;

N_p - número de circuitos resistores em paralelo.

c) Determinação do comprimento do fio do resistor

$$L_f = \frac{R_r}{R_{\Omega/m}} \quad (\text{m}) \quad (8.3)$$

R_r - resistência do fio resistor, em Ω ;

$R_{\Omega/m}$ - resistência, por unidade, do fio resistor, em Ω/m .

Tabela 8.4 Propriedades dos materiais

Material	Composição	Resistividade Ohm · mm ² /m	Ponto de fusão (°C)	Resistência à tração (kgf/mm ²)
Nicromo	Ni-Fe-Cr	1,1221	1.350	66,79
Nicromo V	Ni-Cr	1,0806	1.400	70,31
Cromax	Fe-Ni-Cr	0,9975	1.380	49,22
Nirex	Ni-Cr-Fe	0,9809	1.395	56,25
Nilvar	Fe-Ni	0,8046	1.425	49,22
Bronze comercial	Cu-Zn	0,0415	1.040	26,01
Ni puro	Ni	0,0997	1.450	42,18
Platina	Pt	0,1060	1.773	34,00
Aço	Fe	0,0999	1.535	35,15
Zinco	Zn	0,0592	419	15,47
Molibdênio	Mo	0,0569	2.625	70,31
Tungstênio	W	0,0552	3.410	344,52

Alumínio	Al	0,0267	660	24,61
Ouro	Au	0,0242	1.063	27,00
Cobre	Cu	0,0172	1.083	24,61
Prata	Ag	0,0163	960	-

Exemplo de aplicação (8.1)

Calcular a resistência de um forno elétrico de aquecimento indireto destinado à fusão de 650 kg de prata, por corrida, em um tempo de 30 minutos. Será utilizada como resistor do forno a liga Nicromo V (80 % Ni -20 % Cr). A tensão de alimentação é de 380 V, trifásica, e os resistores serão ligados em triângulo.

Determinação da potência do forno

$$P_f = \frac{E \times P_m}{\eta \times T} = \frac{60 \times 0,65}{0,60 \times 0,50} = 130 \text{ kW}$$

$$E = 60 \text{ kWh/t (Tabela 8.3)}$$

$$\eta = 0,60 \text{ (valor adotado)}$$

$$T = 0,50 \text{ hora}$$

$$P_m = 650 \text{ kg} = 0,65 \text{ t (peso da prata a ser trabalhada)}$$

Como as resistências do forno estão ligadas em triângulo, conforme a Figura 8.2, a potência dissipada por fase vale:

$$P_{ff} = \frac{P_f}{3} = \frac{130}{3} = 43,33 \text{ kW}$$

Determinação do diâmetro do fio resistor

Aplicando-se a Equação (8.2), tem-se:

$$D_f = 34,4 \times \sqrt[3]{\frac{1,0806}{1,5} \times \left(\frac{43,33}{1 \times 380}\right)^2} = 7,25 \text{ mm}$$

$$\rho = 1,0806 \Omega \cdot \text{mm}^2/\text{m} \text{ (Tabela 8.4)}$$

$$\rho = 1,0806 \Omega \cdot \text{mm}^2/\text{m} \text{ (Tabela 8.4)}$$

$P_1 = 1,5 \text{ W/cm}^2$ — Tabela 8.1 (liga Nicromo V, 80 % Ni-20 % Cr, considerando-se a temperatura de fusão da prata igual a 900 °C, aproximadamente);

$$V = 380 \text{ V (ligação triângulo)}$$

$$N_p = 1$$

Logo, o diâmetro nominal do fio é de 8,255 mm (Tabela 8.2).

Determinação da corrente de fase

$$I_1 = \frac{P_f}{\sqrt{3} \times V} = \frac{130}{\sqrt{3} \times 0,38} = 197,5 \text{ A}$$

$$I_f = \frac{I_1}{\sqrt{3}} = \frac{197,5}{\sqrt{3}} = 114,0 \text{ A}$$

Determinação da resistência do resistor por fase

$$R_f = \frac{1.000 \times P_{ff}}{I_f^2} = \frac{1.000 \times 43,33}{114^2} = 3,33 \Omega$$

Determinação do comprimento do resistor por fase

$$L_f = \frac{R_f}{R_{\Omega/m}} = \frac{3,33}{0,02017} = 165 \text{ m}$$

$R_{\Omega/m} = 0,02017 \Omega/m$ (Tabela 8.2)

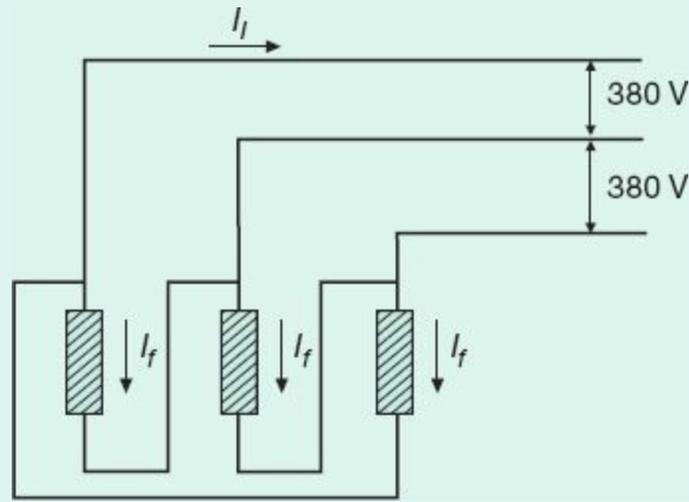


Figura 8.2 Ligação do forno em estrela.

Logo, o comprimento do conjunto dos resistores vale:

$$L_t = 3 \times L_f = 3 \times 165 = 495 \text{ m}$$

8.3 Fornos de indução

São assim denominados aqueles que utilizam as propriedades das correntes de Foucault para produzir ou manter a fusão de metais encerrados dentro de um recipiente isolado termicamente por material refratário e envolvido por uma bobina indutora.

Os fornos de indução operam basicamente como um transformador, no qual o primário representa a bobina de indução do forno e o secundário, em curto-circuito, equivale à carga metálica de trabalho.

As bobinas de indução geralmente são fabricadas de cabos tubulares de cobre eletrolítico, dentro dos quais circula o meio refrigerante, normalmente a

água tratada.

Uma propriedade vantajosa dos fornos de indução reside no fato de se poder transferir para a carga de trabalho uma potência elevada, sem que isto provoque fenômenos químicos externos que, combinados, modifiquem as características do material processado.

O rendimento dos fornos de indução depende de vários fatores, como a geometria do circuito indutivo e do material processado, as características elétricas e térmicas da carga, a intensidade do campo magnético da bobina de indução, a frequência de operação do circuito indutivo, a resistividade do material da carga e suas perdas magnéticas. Além disso, o rendimento dos fornos está diretamente ligado à profundidade de penetração das correntes induzidas no material da carga. Quanto maior for a frequência do circuito indutivo, menor é a penetração das correntes de Foucault na carga processada. Além disso, o rendimento dos fornos é maior quando a carga é constituída de materiais ferromagnéticos e, conseqüentemente, menores quando a carga é constituída de materiais paramagnéticos e não magnéticos, como o alumínio e o cobre.

Em geral, quando a carga é de grandes dimensões, a frequência do circuito indutivo deve ser baixa, igual à frequência industrial, ou algumas vezes superior a esta. Em peças delgadas, podem ser aplicadas altas frequências. São consideradas frequências médias aquelas situadas em torno de 12.000 Hz.

As tensões de operação das bobinas de indução variam entre 60 e 600 V, dependendo da regulação de tensão que se deseja, a fim de se manter determinada potência requerida, de acordo com as necessidades do processo.

Em geral, os fornos de indução são monofásicos, sendo as bobinas de indução ligadas entre duas fases de um sistema trifásico, provocando inevitavelmente um desequilíbrio de corrente no sistema alimentador. Para se estabelecer um equilíbrio de corrente, quando não se dispõe de três fornos de indução iguais, é necessário utilizar um retificador-oscilador, conforme

desenho esquemático da [Figura 8.3](#). Este esquema poderá ser substituído por um grupo motor-gerador.

Há três tipos diferentes de fornos de indução, cada um com uma aplicação específica:

- fornos de indução a canal;
- fornos de indução de cadinho;
- fornos de indução para aquecimento de tarugos.

A seguir será feita uma análise sumária de cada um desses tipos, sem entrar no detalhe do seu dimensionamento, normalmente um exercício de difícil solução, dado o grande número de parâmetros indeterminados, como a reatância de dispersão, a densidade de corrente induzida na massa do metal processada etc.

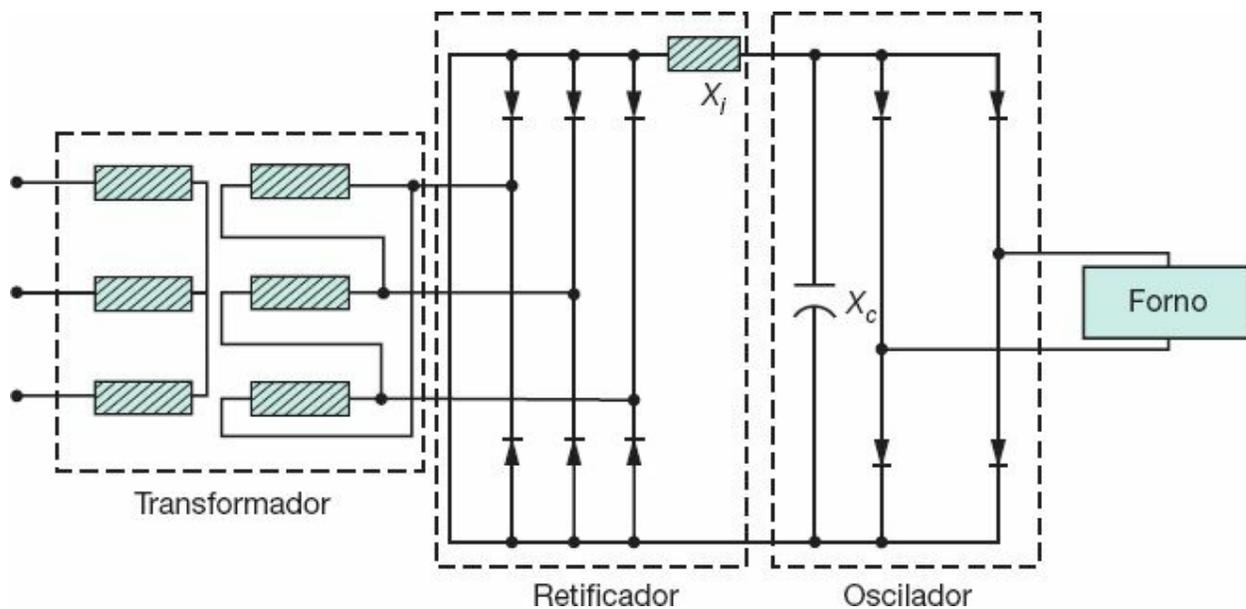


Figura 8.3 Ligação de um forno de indução.

8.3.1 Fornos de indução a canal

Este tipo de forno é constituído de um ou mais recipientes isolados termicamente, em torno dos quais se constrói uma carcaça metálica e dentro

da qual se deposita a carga de trabalho. Em comunicação direta com o recipiente há um canal construído na parte inferior, em forma circular, cheio de material fundido da própria carga. No interior do canal, são colocadas as bobinas de indução, envolvendo um núcleo magnético, submetidas, em geral, a uma tensão à frequência industrial.

Os fornos de indução a canal têm grande aplicação na manutenção da temperatura de metais já fundidos por outro forno ou por outro meio. Também são muito empregados na fusão de cobre, alumínio, zinco, bronze etc.

A [Figura 8.4](#) mostra esquematicamente um forno de indução a canal. Já a [Tabela 8.5](#) relaciona as principais características de fusão dos metais em um forno a canal.

Tabela 8.5 Características de fusão de metais em fornos a canal

Material	Capacidade de fusão (kg/h)	Potência do forno (kW)	Consumo médio (kWh/t)
Alumínio	70	35	50
	225	100	450
	1.000	500	500
Cobre	180	65	360
	750	235	315
	4.000	900	225

8.3.2 Fornos de indução de cadinho

Este tipo de forno é constituído de um recipiente circular, isolado

termicamente, envolvido por uma bobina de indução e dentro da qual se deposita o material de trabalho.

São empregados particularmente na fusão de cobre, bronze, aço inox etc. Também são muito utilizados na manutenção da temperatura de metais fundidos por outros fornos ou por outros processos.

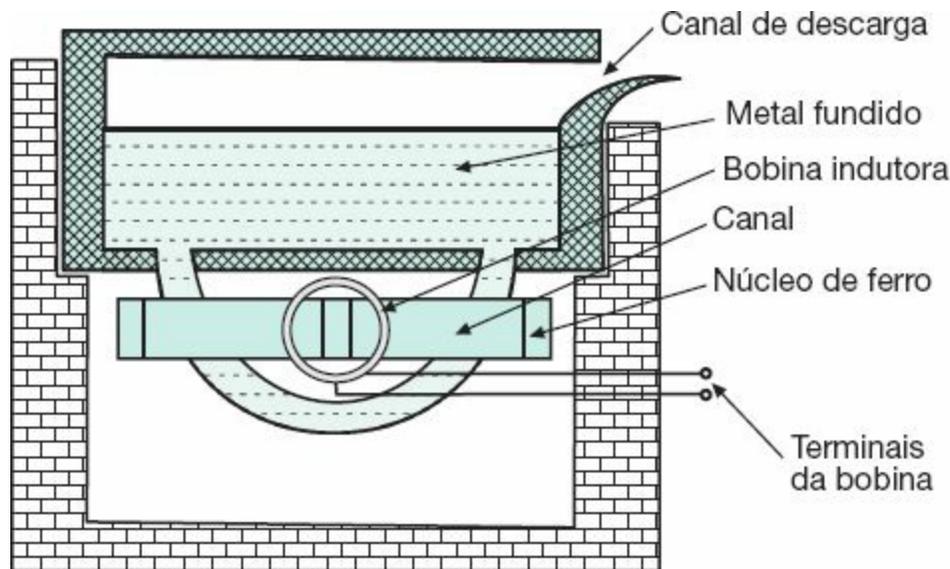


Figura 8.4 Forno de indução a canal.

A operação de fornos de indução de cadinho em baixas frequências provoca uma intensa movimentação na massa fundida do metal, devido às forças eletrodinâmicas da bobina de indução, resultando um efeito benéfico ao processo, pois homogeniza o banho.

A [Figura 8.5](#) ilustra esquematicamente um forno de indução de cadinho, mostrando a bobina de indução construída em fio tubular dentro do qual circula água como meio refrigerante.

A [Tabela 8.6](#) fornece as características de fornos de indução de cadinho empregados na fusão de cobre e alumínio, segundo recomendações do Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT).

Tabela 8.6 Características de fusão de metais em fornos de cadinho

Material	Capacidade de fusão (kg/h)	Potência do forno (kW)	Consumo médio (kWh/t)
Alumínio	60	45	740 a 770
	450	250	550 a 650
	900	500	520 a 570
Cobre	100	45	350 a 400
	500	180	370 a 420
	1.000	400	340 a 380

8.3.3 Fornos de indução para aquecimento de tarugos

Este tipo de forno é constituído de várias bobinas circulares, instaladas no interior de material refratário, por meio das quais é introduzida a carga.

São empregados particularmente em companhias siderúrgicas destinadas à fabricação de ferro para a construção civil, utilizando como matéria-prima a sucata.

As peças metálicas de trabalho são conduzidas de uma extremidade à outra do forno por roletes motorizados.

As bobinas que constituem o indutor podem ser dimensionadas diferentemente, a fim de manter a temperatura do material de trabalho dentro de condições adequadas do processo, ao longo do forno.

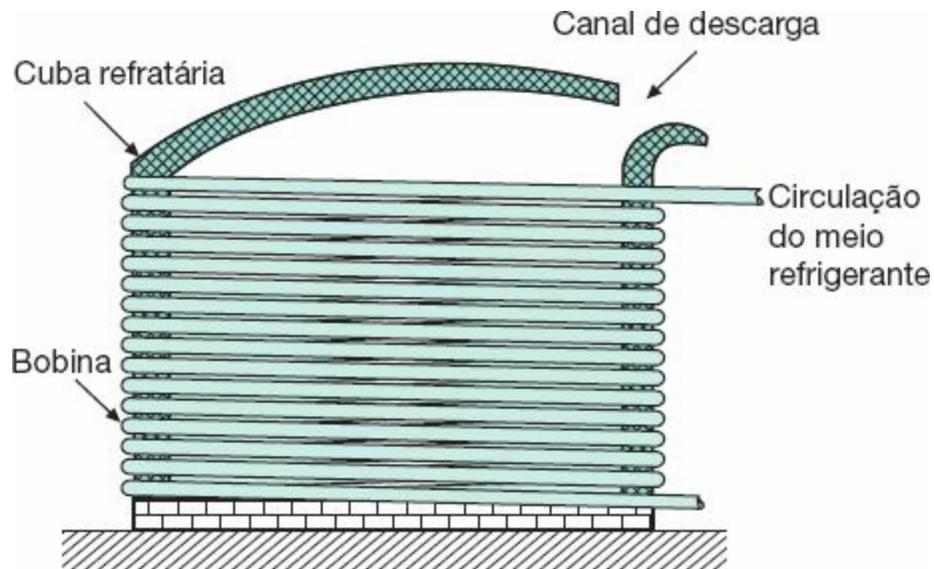


Figura 8.5 Forno de indução de cadinho.

Os fornos de indução para aquecimento de tarugos são constituídos basicamente de um conversor de frequência, para permitir uma frequência compatível com o processo desejado, um banco de capacitores em derivação, com a finalidade de corrigir o fator de potência, um sistema de refrigeração das bobinas de indução e o próprio conjunto de bobinas indutoras.

A [Figura 8.6](#) ilustra esquematicamente um forno de indução para aquecimento de tarugos, mostrando seus principais componentes.

8.4 Fornos a arco

São assim denominados aqueles que utilizam as propriedades do arco elétrico para produzir a fusão dos metais mantidos dentro de uma cuba isolada termicamente por material refratário.

Os fornos a arco são largamente empregados nas instalações industriais destinadas à fusão do ferro e aço, embora sejam usados na fusão do cobre, latão, bronze e outras ligas metálicas.

Os fornos a arco surgiram no começo do século XX, mais precisamente

no ano de 1904, concebidos pelo francês Hérault.

Sua construção está baseada no que hoje se denomina forno a arco direto, o mais utilizado atualmente pelas indústrias siderúrgicas.

O fenômeno de formação do arco elétrico está fundamentado na passagem de uma corrente entre dois eletrodos, tendo como meio ionizado, geralmente, o ar.

Os fornos a arco podem ser constituídos de três diferentes tipos:

- arco submerso ou arco-resistência;
- arco indireto;
- arco direto.

Para cada um dos tipos de forno anteriormente citados, a transmissão do calor chega até a carga de forma específica. No caso dos fornos a arco submerso, o material é aquecido como consequência da passagem de uma corrente elétrica por meio de sua massa, resultando em elevadas perdas Joule. No segundo caso, o calor é transferido a partir dos fenômenos de irradiação e convecção.

Nos fornos a arco direto, o próprio arco é o responsável pela transferência da energia térmica diretamente para o material da carga.

Os fornos a arco são fontes permanentes de poluição ambiental, tal é a quantidade de gases e materiais sólidos expelidos para a atmosfera. A poeira lançada para o meio ambiente é constituída, em sua maioria, por óxidos (CaO, MnO, SiO e Fe₂O₃), e chega a atingir, em média, 11 kg/t de carga, correspondendo percentualmente ao fantástico valor de 1,1 %.

8.4.1 Fornos a arco submerso

Também conhecido como forno a arco-resistência, este tipo de forno é constituído de uma cuba revestida de material refratário, dentro da qual operam os eletrodos submersos na massa da carga de trabalho.

São destinados mais especificamente à produção de diversas ligas de ferro que, dependendo da sua composição, consomem uma quantidade de energia compreendida entre 3.000 e 6.000 kWh/t, podendo atingir, em certos casos, valores bem superiores.

Também são comumente empregados na manutenção do estado líquido da gusa ou aço oriundo de outros tipos de fornos.

Os fornos a arco submerso podem ser monofásicos a um eletrodo (Figura 8.7), monofásicos a dois eletrodos e trifásicos a três eletrodos (Figura 8.8). Este tipo de forno basicamente não apresenta distúrbios no sistema alimentador.

8.4.2 Fornos a arco indireto

Este tipo de forno é constituído basicamente de uma cuba revestida de material refratário dentro da qual operam os eletrodos fixados horizontalmente em um ponto acima da carga de trabalho. Neste caso, o arco é mantido entre os eletrodos, e a energia térmica atinge a carga a partir dos fenômenos de irradiação e convecção.

São destinados mais especificamente à fusão de vários metais não ferrosos. São de pouca utilização e constituídos normalmente de potências modestas, compreendidas, em geral, entre 100 e 1.000 kVA.

A Figura 8.9 mostra esquematicamente este tipo de forno e sua ligação no sistema.

Tanto pela sua potência como pela maneira de operar, mantendo constante o arco formado entre os eletrodos, este tipo de forno não provoca distúrbios sensíveis nos sistemas de suprimento das concessionárias.

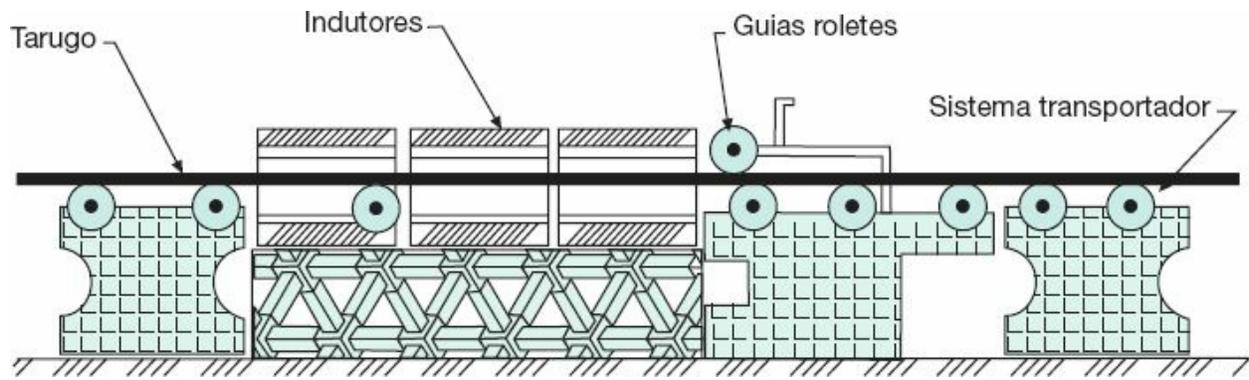


Figura 8.6 Forno de indução para aquecimento de tarugo.

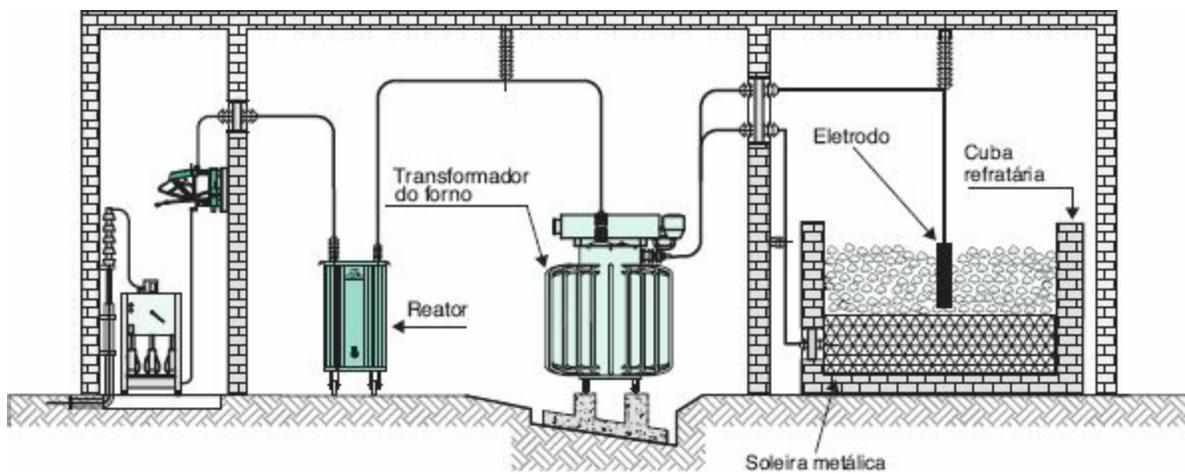


Figura 8.7 Subestação de alimentação de um forno a arco submerso.

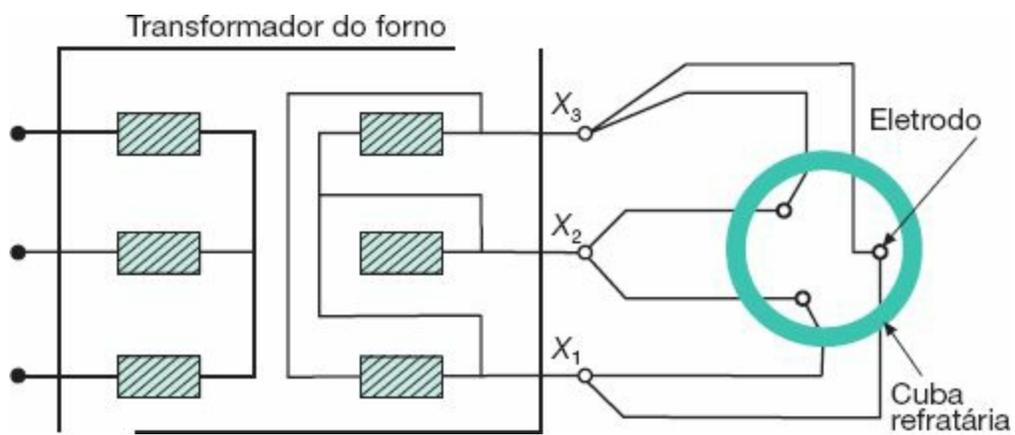


Figura 8.8 Fornos a arco submerso.

8.4.3 Fornos a arco direto

Este tipo de forno é constituído basicamente de uma cuba revestida de material refratário dentro da qual operam os eletrodos posicionados verticalmente acima da carga de trabalho.

São destinados mais especificamente à fusão de sucata de ferro e aço dirigida à fabricação de lingotes que, após laminados, se convertem em vergalhões utilizados na construção civil e em barras de espessuras e tamanhos variados, utilizadas em aplicações diversas. Também são empregados no superaquecimento e manutenção da temperatura de banhos de metais líquidos provenientes de outros fornos.

A [Figura 8.10](#) mostra a vista lateral de uma instalação de forno a arco direto, detalhando a proteção de sobrecorrente, o reator limitador, o transformador do forno, os barramentos tubulares de cobre refrigerados, os cabos flexíveis, também refrigerados, e finalmente o próprio forno. Já a [Figura 8.11\(a\) e \(b\)](#) mostra um forno a arco de fabricação ASEA, podendo-se observar seus diferentes componentes que a seguir serão descritos e analisados. Enquanto isso, a [Figura 8.12](#) apresenta o esquema elétrico trifásico simplificado de uma instalação siderúrgica, detalhando principalmente a parte referente às figuras anteriores.

Os fornos a arco direto, em geral, são trifásicos. O seu princípio de funcionamento se baseia na formação de um arco entre os eletrodos e a carga. A operação do forno se inicia com a ignição do arco e termina aproximadamente 2 1/2 horas depois, quando a carga é vazada da cuba refratária. Este período pode ser dividido em dois ciclos básicos de operação. O primeiro ciclo, chamado de período de fusão, é caracterizado pelo constante movimento da massa sólida a ser fundida. Neste período, há grandes variações de corrente motivadas pela instabilidade do arco.

Ocorrem cerca de 600 a 1.000 curtos-circuitos e o período dura aproximadamente 50 minutos. É a parte mais crítica do regime de operação do forno. O segundo ciclo, comumente chamado de refino, é caracterizado por uma melhor estabilidade do arco devido ao estado líquido que a carga

adquiriu. Neste ciclo, as flutuações de tensão são de menor intensidade, resultando um regime de operação mais favorável.

A operação do forno em curto-circuito é caracterizada quando a queda de tensão no arco é nula, isto é, os eletrodos estão diretamente em contato com a carga metálica. Nesta condição, a potência ativa absorvida pelo forno é praticamente nula. O forno absorve somente potência reativa, resultando, neste momento, em um fator de potência também nulo. Os curtos-circuitos podem ocorrer com os três eletrodos tocando simultaneamente a carga ou mais comumente com dois eletrodos.

Os gráficos da [Figura 8.13](#) mostram as características de operação de um forno a arco trifásico, referentes a uma fase, em função da relação entre a corrente de carga I_f , para determinado instante de funcionamento, e a corrente de curto-circuito do forno I_{ccf} , quando os eletrodos estão em contato com o material de trabalho.

Com base nas curvas dessa figura podem ser feitas várias considerações sobre as características operativas dos fornos a arco:

- o fator de potência diminui quando a corrente de carga do forno, I_f , cresce, sendo nulo quando seu valor for igual à corrente de curto-circuito do forno, isto é, $I_f/I_{ccf} = 1$;
- a potência ativa absorvida pelo forno cresce com o aumento da corrente de carga, I_f , atingindo seu máximo quando a relação $I_f/I_{ccf} = 0,707$;
- a potência ativa absorvida pelo forno decresce a partir do aumento da corrente de carga que faz a relação $I_f/I_{ccf} = 0,707$, atingindo seu valor nulo quando esta relação for unitária;
- a potência reativa absorvida pelo forno cresce exponencialmente com o aumento da corrente de carga do forno, I_f , atingindo seu valor máximo quando $I_f = I_{ccf}$, ou seja: $I_f/I_{ccf} = 1$;
- a potência aparente absorvida pelo forno cresce com o aumento da corrente de carga, I_f , atingindo seu valor máximo quando $I_f = I_{ccf}$;

- a potência ativa máxima absorvida pelo forno é 45 % da potência de curto-circuito, no caso uma potência puramente reativa;
- quando o forno está operando em sua potência ativa máxima, a potência aparente corresponde a 70 % da potência de curto-circuito;
- quando o forno está operando em sua potência ativa máxima, a potência reativa corresponde a 64 % da potência de curto-circuito.

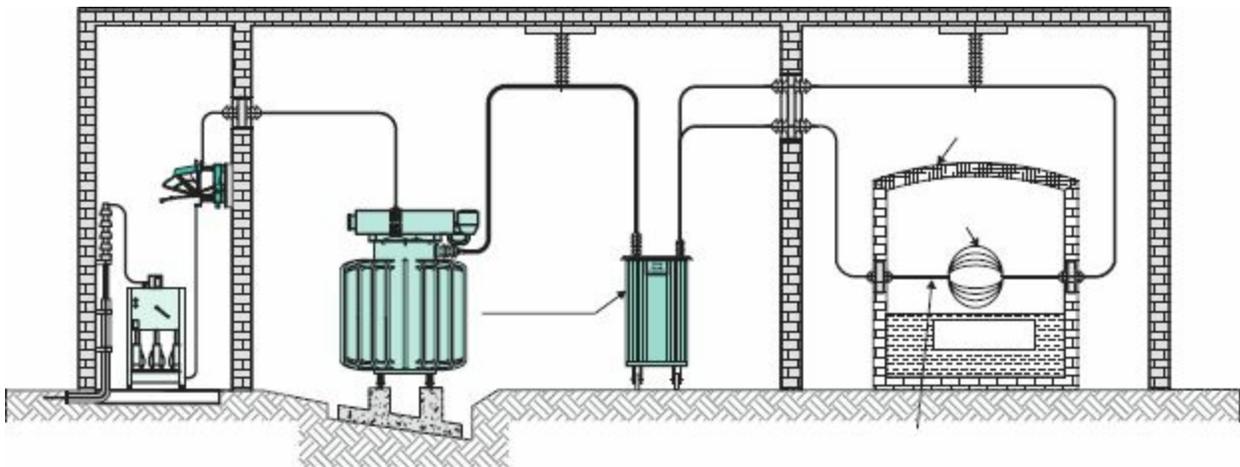


Figura 8.9 Subestação de alimentação de um forno a arco indireto.

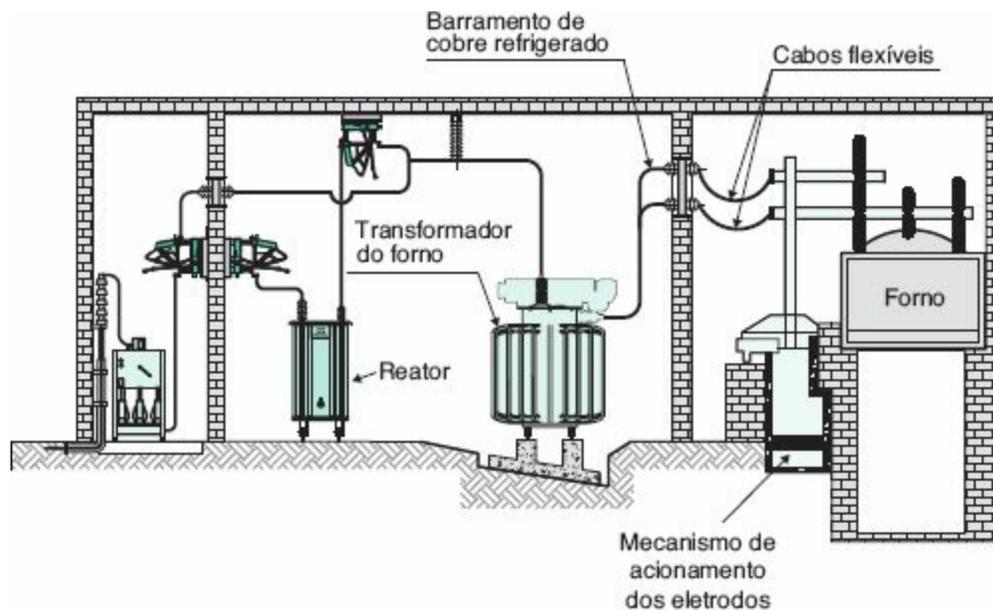


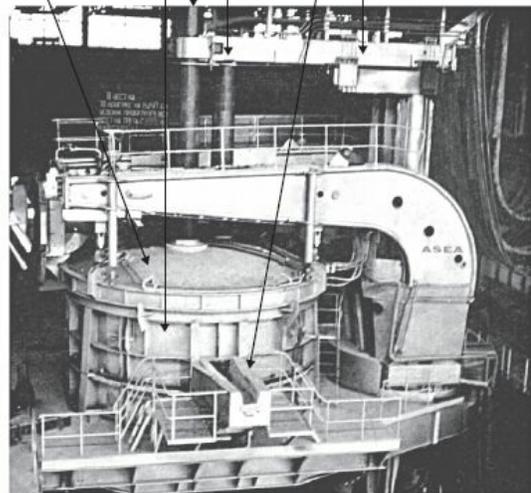
Figura 8.10 Subestação de alimentação de um forno a arco direto.

Cabos refrigerados Barra de alimentação Eletrodo Cuba refratária



(a) Vista geral

Tampa do forno Cuba refratária Bica de descarga Eletrodos Porta-eletrodos



(b) Detalhe da cuba refratária

Figura 8.11 Vistas de um forno a arco direto.

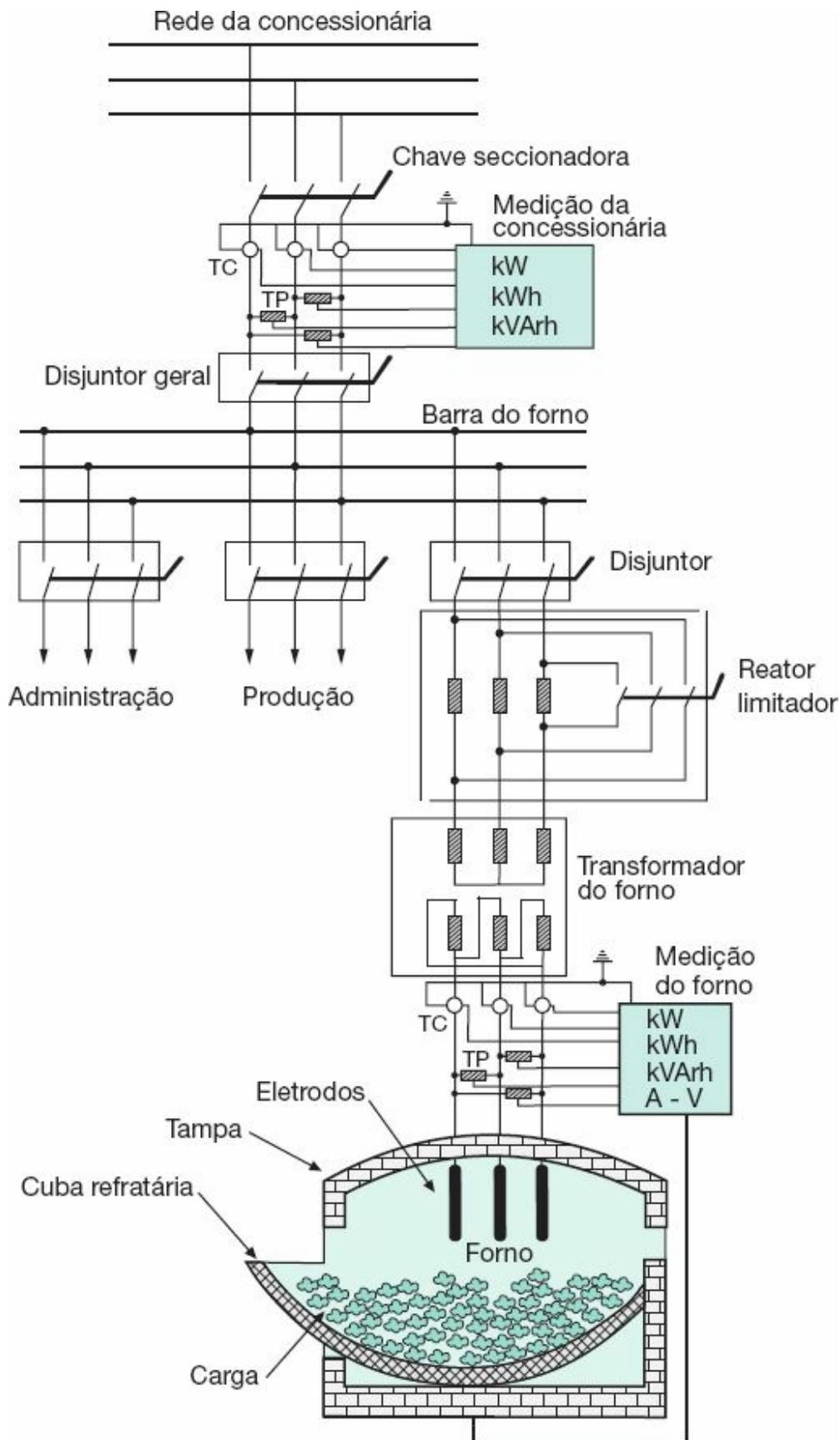


Figura 8.12 Esquema trifilar simplificado de uma instalação siderúrgica.

No período de fusão, o forno funciona em média com uma potência ativa 20 % superior à sua potência normal absorvida e com um fator de potência compreendido entre 0,75 e 0,85. Já no período de refino, quando a carga se acha em estado líquido, a potência ativa média absorvida pelo forno é aproximadamente 30 % de sua potência normal e com um fator de potência entre os limites de 0,85 e 0,90. Como se pode observar, durante o período de fusão as condições de operação do forno são as mais severas possíveis, transferindo para o sistema de alimentação grandes perturbações no nível de tensão.

As principais partes físicas componentes de um forno a arco direto são:

a) Cuba refratária

É constituída de um recipiente de aço de grande espessura, isolada termicamente com materiais refratário, compostos à base de argila, dentro da qual é depositada a carga de trabalho.

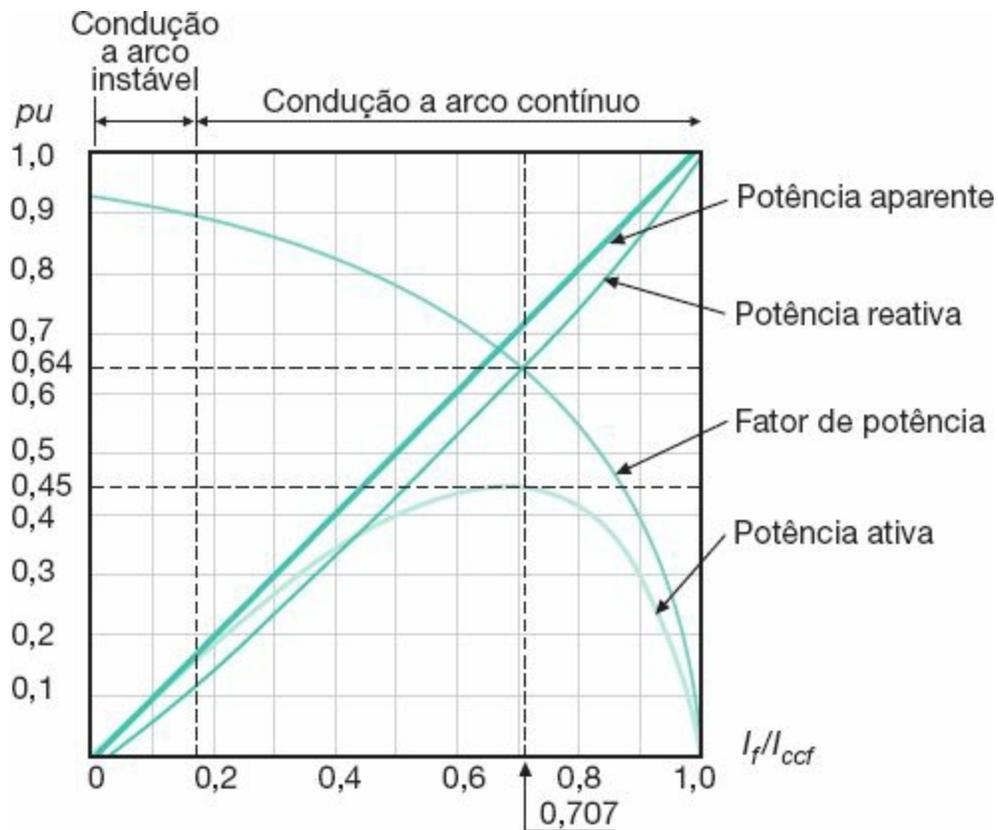


Figura 8.13 Características de operação de um forno a arco trifásico.

A parte superior da cuba é provida de uma tampa na qual estão montados os eletrodos. A tampa é deslocada de sua posição de trabalho quando a cuba descarrega o material fundido. Um sistema de basculante permite a inclinação da cuba até determinado ângulo para se proceder à descarga do material trabalhado. Logo em seguida, se procede à recarga do forno, realizada por meio de um grande recipiente montado em uma ponte rolante e dentro do qual se encontra a sucata, o gusa ou outro material a que se destina o forno.

A tampa ou abóbada, geralmente de formato côncavo, é constituída de aço revestido internamente por uma camada de material refratário.

Tanto a cuba como a tampa são normalmente resfriadas por um sistema de refrigeração cujo meio circulante é a água.

Os fornos a arco podem ser de abóbada fixa com carregamento pela

porta de escória, ou de abóbada giratória, permitindo carregamento pela parte superior. A carcaça dos fornos é fornecida com bica de vazamento, porta de escória, anel refrigerado da abóbada, colunas e braços dos eletrodos, sistema para levantamento e rotação da abóbada. O basculamento dos fornos poderá ser feito por meios mecânicos ou hidráulicos.

b) Eletrodos

Os eletrodos são constituídos de um bloco cilíndrico de grafite de comprimento e diâmetro variáveis em função da capacidade do forno.

O uso provoca desgaste dos eletrodos, diminuindo seu comprimento, o que pode ser compensado por emendas apropriadas.

Os eletrodos de grafite apresentam uma densidade máxima de corrente da ordem de 40 A/cm^2 .

A fim de manter determinada distância entre os eletrodos e a carga, estes são movidos individualmente na vertical por um sistema automático de regulação. Esta distância é necessária para manter um comprimento de arco entre os eletrodos e a carga que resulte em uma potência a mais, aproximadamente constante durante o ciclo de operação.

Os fornos são fornecidos com regulação automática dos eletrodos, porta-eletrodos refrigerados, economizadores e todos os acessórios necessários.

c) Transformador

Este equipamento é de fabricação especial, sendo imerso em óleo mineral e refrigerado a água. Deve suportar elevadas solicitações eletrodinâmicas, devido ao regime de trabalho dos eletrodos, que frequentemente operam em curto-circuito franco.

Os transformadores são trifásicos, com os enrolamentos primários ligados em estrela e o secundário em triângulo, conforme se mostra na [Figura 8.12](#). O primário é constituído de 10 a 20 tapes, de modo a se ter no

secundário tensões variáveis compreendidas, geralmente, entre 50 e 400 V.

Normalmente, o transformador acompanha o forno respectivo, o qual é fabricado sob condições específicas.

A impedância percentual dos transformadores de forno está compreendida, em geral, entre 8 % e 12 %. As tensões primárias de alimentação dependem da capacidade do forno. Para pequenas unidades, os transformadores podem ser ligados à rede de distribuição primária da concessionária em 13,8 kV ou em outra tensão padronizada na área. É comum, porém, as siderúrgicas, pelo porte da carga, possuírem subestações próprias em tensão igual ou superior a 69 kV, e a partir da qual deriva o alimentador do transformador do forno.

A [Tabela 8.7](#) fornece a potência aproximada dos transformadores em função da capacidade do forno destinado à fusão de aço e ferro fundido.

d) Cabos flexíveis

São condutores de cobre anular resfriados a água e fazem a conexão entre as barras fixas, ligadas ao secundário do transformador do forno, e os blocos móveis fixados no braço do porta-eletrodo.

e) Disjuntor do forno

É o equipamento de proteção do transformador do forno. Deve possuir elevada capacidade de ruptura. Devido às suas severas condições de operação, os disjuntores de proteção de fornos a arco são normalmente a ar comprimido ou do tipo a vácuo.

f) Painel de comando

O painel de comando inclui todas as funções necessárias para a operação do forno. Possui um comando manual e automático, independentes, o que assegura maior flexibilidade ao comando dos eletrodos. O controle automático dos eletrodos é feito por meio de acionamentos eletrônicos, de

resposta reversível e de resposta instantânea, programáveis por um sinal de referência e um sinal gerado no arco, podendo ser de corrente ou impedância.

8.4.3.1 Determinação da flutuação de tensão (*flicker*)

Os fornos a arco são uma fonte permanente de distúrbios para o sistema de alimentação das concessionárias, que, por esse motivo, mantêm uma vigilância sobre as instalações siderúrgicas que operam com este tipo de equipamento.

Os distúrbios se fazem sentir principalmente na iluminação incandescente e se caracterizam por uma variação da luminosidade das lâmpadas, que, além de irritar o observador, pode provocar lesões ao olho humano. Esta variação da luminosidade é resultado da variação do valor eficaz, da tensão da rede provocada pela operação do forno, fenômeno este conhecido como *flicker*.

Como já foi mencionado anteriormente, quando da operação dos fornos a arco, principalmente no período de fusão, os eletrodos tocam momentaneamente a carga sólida, entrando em regime de curto-circuito, quando então a potência ativa absorvida do sistema se reduz às perdas ôhmicas do transformador, resultando em um valor máximo de potência reativa e, conseqüentemente, reduzindo o fator de potência a níveis muito baixos.

O grande número de curtos-circuitos, no período de fusão, e a instabilidade do arco criam oscilações na rede que podem atingir cerca de até 20 variações por minuto.

Nessas condições, observando-se o gráfico da [Figura 7.33](#), pode-se concluir que o limite percentual de variação de tensão é de 3,6 V na base de 120 V, que corresponde a 3 %.

A [Figura 8.14](#) mostra a variação do nível de tensão produzida por um forno a arco, destacando-se o comportamento da envoltória, o valor da tensão

instantânea V_i e a correspondente tensão eficaz V_{ef} .

É interessante observar que as flutuações de tensão produzidas por dois fornos a arco de mesma potência nominal são 18 % mais severas do que aquelas verificadas quando somente um forno está em operação. Para manter um nível de flutuação de tensão em um sistema de suprimento a dois fornos a arco compatível com o nível de flutuação de tensão quando somente um forno está em operação, é suficiente que a reatância do sistema seja reduzida a 83 % do sistema anteriormente projetado, ou 73 % no caso de três fornos.

Também é certo que a potência equivalente para provocar os mesmos distúrbios que dois ou mais fornos de potência e características nominais iguais pode ser dada pela Equação (8.4).

$$P_{eq} = \sqrt[4]{N_f \times P_{nf}} \quad (8.4)$$

N_f - número de fornos em operação; para $N_f = 2$, $\alpha = 0,94$ e $N_f = 3$, $\alpha = 0,90$;

P_{nf} - potência nominal do forno, em kVA.

Exemplo de aplicação (8.2)

Calcular a potência equivalente de um forno que produzirá os mesmos distúrbios que três fornos de potência unitária igual a 2.000 kVA, considerando as mesmas características de operação.

$$P_{eq} = \sqrt[0,90]{3 \times 2.000} = 2.514 \text{ kVA}$$

Quando dois ou mais fornos fazem parte de uma instalação, podem-se desprezar os efeitos provocados pelos fornos cuja potência unitária seja inferior a 75 % da potência do maior forno.

As redes de alimentação de complexos siderúrgicos devem possuir um elevado nível de curto-circuito que minimize os efeitos do *flicker*. A [Figura](#)

8.15 fornece a capacidade do transformador do forno em função do nível de curto-circuito trifásico na barra de conexão do referido transformador, para produzir uma queda de tensão especificada em uma rede de 120 V.

Dessa forma, a instalação de um transformador de 3.000 kVA conectado a uma barra cujo nível de curto-circuito seja de 300 MVA provocará uma flutuação de tensão de 2,5 V em um sistema de 120 V, correspondente a 2,08 %.

Quando da elaboração de um projeto de uma instalação siderúrgica, é necessário se proceder ao cálculo do nível de flutuação de tensão e se comparar o resultado com valores preestabelecidos que indicam a possibilidade de operação do forno sem causar distúrbios prejudiciais aos consumidores ligados ao sistema supridor da concessionária. Podem ser encontradas, na prática, situações distintas que serão analisadas detidamente.

8.4.3.1.1 Método da queda de tensão a baixas frequências (método inglês)

Existem vários métodos de cálculo que permitem determinar o nível máximo de flutuação de tensão, podendo-se destacar o método francês da EDF, o método alemão (FGH), o método americano da constante de queda de tensão mútua e, finalmente, o método inglês (ERA), que relaciona a queda de tensão à frequência industrial, queda esta devida a um curto-circuito trifásico franco nas pontas dos eletrodos, com as componentes de baixa frequência entre 1,5 e 30 Hz responsáveis pelo efeito visual do *flicker*. O curto-circuito é considerado, admitindo-se que o transformador do forno esteja conectado na derivação mais desfavorável. Mais recentemente, a União Internacional de Eletrotermia (UIE) desenvolveu um medidor de *flicker*, cujo método de avaliação desse fenômeno está consagrado no mercado e recebe a plena confiança dos especialistas.

A análise do *flicker* pode ser feita observando-se a [Figura 8.14](#), em que a onda de tensão varia acentuadamente em relação ao tempo. Considerando-se

a envoltória da onda de tensão, percebe-se que sua formação é aleatória e sua frequência é baixa. Essa onda de valor eficaz, V_{ef} , é a responsável pelo efeito do *flicker* em lâmpadas incandescentes.

A avaliação do efeito do *flicker* pode ser feita calculando-se o valor médio quadrático das variações de V_i vistas nas curvas da [Figura 8.14](#). Tomando-se a tensão eficaz, V_{ef} , ao quadrado, aproximadamente igual ao valor médio quadrático das flutuações de tensão, pode-se relacionar percentualmente aquele valor com a tensão eficaz da rede de alimentação no ponto de entrega de energia.

Tabela 8.7 Características básicas dos fornos a arco direto

Potência (kVA)	Capacidade (t)	Produção t/h	Consumo (kWh/t)
600	0,7	0,70	550
1.500	3,0	1,80	545
3.000	7,0	2,80	625
5.000	10,0	6,30	480
7.000	20,0	9,23	460
10.000	35,0	14,48	440
12.500	40,0	17,14	435
17.500	65,0	26,00	420
20.000	80,0	30,00	420
25.000	100,0	37,50	420

31.500	110,0	49,80	440
35.000	120,0	53,30	420
40.000	150,0	62,10	420

A determinação percentual de um valor de V_{ef} que limitasse as condições de operação dos fornos a arco foi feita a partir da medição de flutuação de tensão em várias instalações siderúrgicas. Como resultado destas investigações foi elaborado um gráfico que expressa a proporção de tempo durante o qual o valor de $V_{ef}\%$ tinha sido excedido.

A curva da [Figura 8.16](#) mostra, como exemplo, o resultado de um levantamento de dados que permitiu determinar, juntamente com um grupo de consumidores, o valor máximo da flutuação de tensão capaz de suscitar um número aceitável de reclamações por parte dos integrantes do referido grupo analisado.

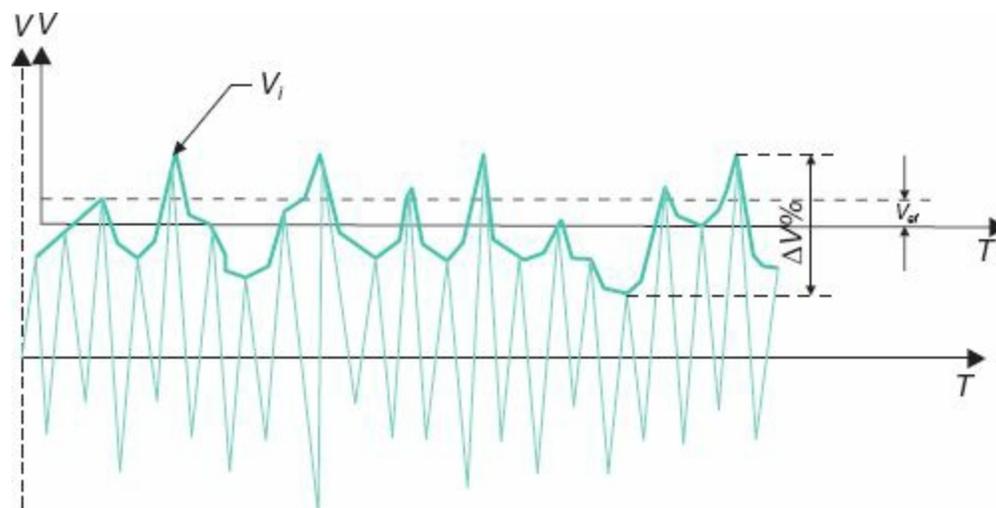


Figura 8.14 Variação do nível de tensão produzida por um forno a arco.

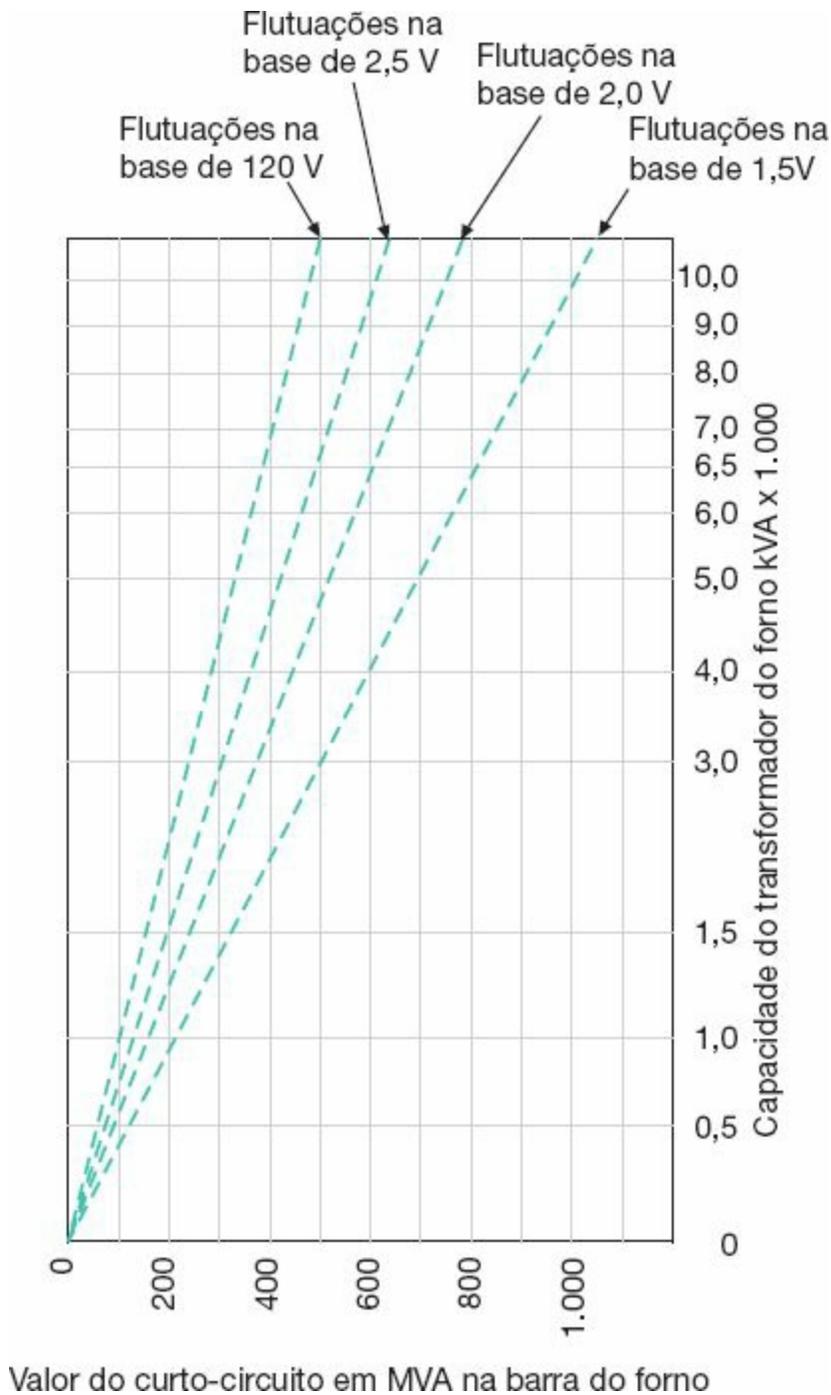


Figura 8.15 Determinação da capacidade do transformador de forno a arco.

Nessa curva, a abscissa representa os valores de flutuação de tensão percentual e a ordenada, as porcentagens de tempo durante o qual os valores de V_{ef} % foram excedidos.

Como resultado prático, foi adotado como limite o valor da flutuação de tensão igual a 0,25 %, que se passou a denominar *padrão de flutuação de tensão*, ΔV_p . Logo, o *padrão de flutuação de tensão* é definido como “a variação de tensão provocada pelo forno excedida em apenas 1 % do tempo total de seu funcionamento”.

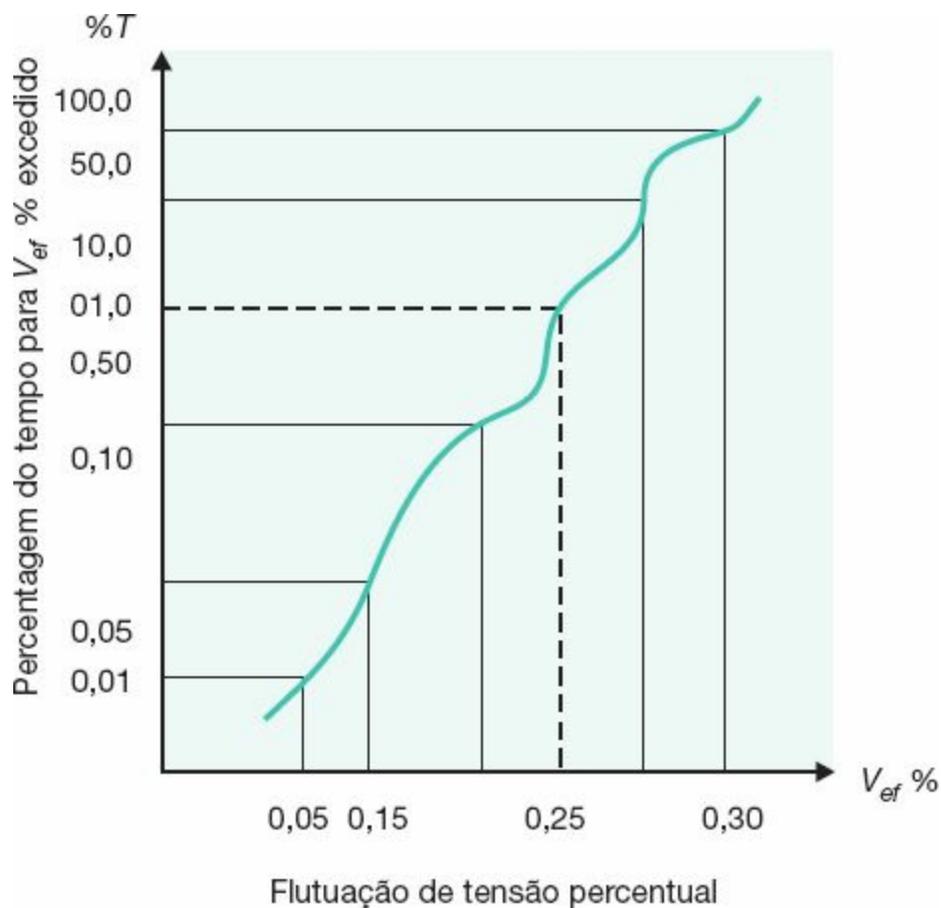


Figura 8.16 Curva de flutuação de tensão e a percentagem de tempo excedido.

Sendo a aceitação do nível do *flicker* um caso subjetivo às medições efetuadas para certa quantidade de instalações existentes, o padrão de flutuação de tensão relativo a determinado forno indica a probabilidade de surgirem ou não reclamações durante a operação do mesmo.

O desenvolvimento do cálculo que permite determinar o valor da flutuação, ΔV_p , pode ser assim considerado:

a) Queda de tensão primária percentual

A queda de tensão no ponto de conexão do primário do transformador do forno com o sistema de alimentação pode ser determinada pela Equação (8.5).

$$\Delta V\% = \frac{P_{cf}}{P_{cs}} \times 100 \quad (8.5)$$

P_{cf} - potência de curto-circuito do forno, em kVA;

P_{cs} - potência de curto-circuito do sistema de suprimento no ponto de conexão considerado, em kVA.

O valor de P_{cf} pode ser tomado considerando-se os três eletrodos em curto-circuito franco e o transformador do forno ligado no tape mais desfavorável, isto é, aquele que resulta na maior corrente de curto-circuito. A potência de curto-circuito do forno é fornecida pelo fabricante e, em geral, está compreendida entre 1,8 e 2,5 vezes a potência nominal do forno.

b) Fator de severidade

É um fator empírico que depende das características de operação do forno. Pode ser calculado pela Equação (8.6).

$$K_s = \frac{\Delta V_p}{\Delta V\%} \quad (8.6)$$

O valor de K_s pode variar entre os limites de 0,09 e 0,15. Muitas vezes, é atribuído o valor de 0,15 quando não são conhecidas as características construtivas e de operação do forno.

c) Cálculo do padrão de flutuação de tensão

Este valor é obtido a partir da combinação das duas equações anteriores:

$$\Delta V_p = K_s \times \frac{P_{cf}}{P_{cs}} \times 100 \quad (8.7)$$

O valor de ΔV_p assim obtido refere-se ao ponto considerado do curto-circuito, P_{cs} . O valor de ΔV_p em outros pontos do sistema pode ser determinado utilizando-se a relação de impedância:

$$\Delta V_{p1} = \frac{Z_1}{Z_2} \times \Delta V_{p2} \quad (8.8)$$

Z_1 - impedância do sistema até o ponto no qual se deseja obter ΔV_{p1} ;

Z_2 - impedância do sistema vista do ponto de instalação do forno.

O valor de ΔV_p assim obtido está relacionado com a operação de somente um forno a arco. O cálculo de ΔV_p quando estão em funcionamento dois ou mais fornos pode ser feito pela Equação (8.9).

$$\Delta V_{pr} = \frac{98 + N_f}{100} \times \sqrt[4]{\sum (\Delta V_p)^4} \quad (8.9)$$

ΔV_{pr} - padrão de flutuação de tensão resultante;

ΔV_p - padrão de flutuação de tensão de cada forno considerado;

N_f - número de fornos em operação.

É importante frisar que os valores do padrão de flutuação de tensão calculados anteriormente (ΔV_p e ΔV_{pr}) para determinada instalação siderúrgica que utiliza fornos a arco não deverão ser superiores ao valor limite estabelecido de 0,25 % para sistemas alimentados até a tensão de 138 kV. Para tensões superiores, o valor de ΔV_p é de 0,20 %.

O gráfico da [Figura 8.17](#) permite que se saiba se a operação de um forno a arco irá provocar flutuações de tensão em um nível tolerável ao observador, ou ser perceptível, mas sem afetar o conforto visual do observador ou, ainda, simplesmente ser intolerável. Esta averiguação pode ser feita conhecendo-se a reatância do sistema de suprimento, expressa na base da potência nominal

do forno.

Também, como uma primeira indicação da probabilidade de haver flutuação de tensão em níveis toleráveis ou não no ponto de entrega de energia, podem-se verificar as seguintes desigualdades:

$$\frac{P_{cs}}{P_{nf}} \geq 100 \quad (\text{flutuações de tensão toleráveis})$$

$$\frac{P_{cs}}{P_{nf}} < 60 \quad (\text{flutuações de tensão intoleráveis})$$

P_{nf} - potência nominal do forno.

Nos cálculos práticos, como o transformador do forno está geralmente muito próximo do forno correspondente, podem-se desprezar as impedâncias dos cabos flexíveis e das barras fixas ligadas ao sistema secundário do referido transformador.

Muitas vezes, fornos antigos devem ser remanejados de uma unidade industrial para outra, em geral localizada distante, devendo o mesmo ser ligado a um sistema supridor cujo nível de curto-circuito seja menor. Neste caso, é comum o proprietário não conhecer mais os dados característicos do forno, criando uma incógnita para os técnicos que irão calcular as novas condições de operação desta unidade. Desta forma, deve-se calcular o valor do curto-circuito máximo em que deve operar o forno, ligado nas novas instalações, considerando que o mesmo apresenta condições severas de funcionamento, em razão de sua própria construção, o que pode ser dado pela Equação (8.10).

$$P_{cf} = 0,0167 \times P_{cs} \quad (8.10)$$

Esta equação é obtida da Equação (8.7), considerando-se os valores máximos do padrão de flutuação de tensão, $\Delta V_p = 0,25$, e o fator de

severidade $K_s = 0,15$.

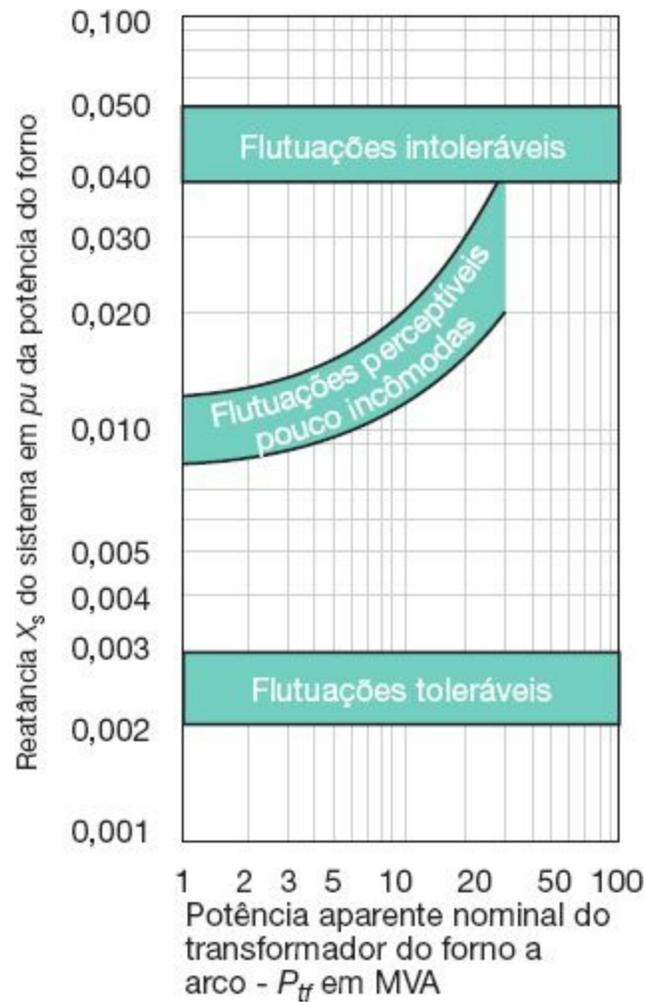


Figura 8.17 Níveis de flutuação de tensão.

Exemplo de aplicação (8.3)

Considerar a instalação industrial representada na Figura 8.18, na qual está prevista a instalação de um forno a arco direto. Determinar as condições de flutuação de tensão na barra de conexão do primário do transformador do forno, que corresponde praticamente ao ponto de entrega de energia.

Potência nominal do forno: 1.500 kVA.

Potência de curto-circuito do forno: 3.000 kVA.

Fator de severidade: 0,10.

Tensão secundária máxima de alimentação do forno: 400 V.

Potência nominal do transformador do forno: 1.500 kVA.

Impedância do transformador do forno: 10 %.

Perdas do cobre do transformador do forno: 18.000 W.

Impedância própria do forno: 2 % (na base P_{nt}).

Os dados do sistema são:

Corrente de curto-circuito trifásico no ponto P de entrega de energia: 3,5 kA.

Tensão primária de fornecimento: 13,8 kV.

São desconsideradas as impedâncias dos condutores primários que ligam o cubículo de proteção geral à subestação destinada ao forno, por serem de efeito desprezível. A Figura 8.19 mostra o diagrama unifilar simplificado da instalação.

a) Escolha dos valores bases

Potência base: $P_b = 1.500$ kVA;

Tensão base: $V_b = 13,8$ kV.

O valor da corrente base vale:

$$I_b = \frac{P_b}{\sqrt{3} \times V_b} = \frac{1.500}{\sqrt{3} \times 13,8} = 62,75 \text{ A}$$

b) Cálculo da impedância reduzida do sistema de suprimento

Reatância

$$V_{np} = 13,80 \text{ kV}$$

$$I_{cs} = 3.500 \text{ A}$$

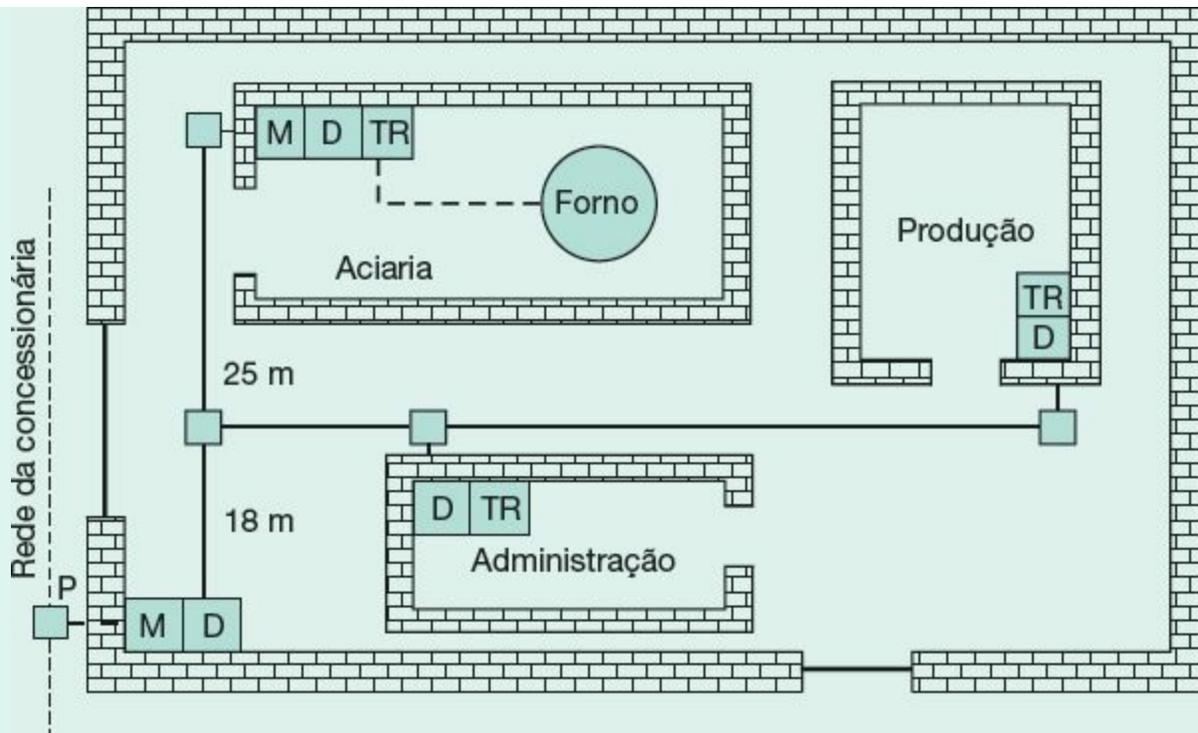


Figura 8.18 Indústria siderúrgica.

$$P_{cs} = \sqrt{3} \times V_{np} \times I_{cs} = \sqrt{3} \times 13,8 \times 3.500 = 83.658 \text{ kVA}$$

$$X_{us} = \frac{P_b}{P_{cs}} = \frac{1.500}{83.658} = 0,0179 \text{ pu}$$

$$\vec{Z}_{us} = R_{us} + jX_{us} = 0 + j0,0179 \text{ pu}$$

c) Cálculo da impedância do transformador do forno

Resistência

$$R_{pt} = \frac{P_{cu}}{10 \times P_{ut}} = \frac{18.000}{10 \times 1.500} = 1,2\% = 0,012 \text{ pu (na base } P_{nt})$$

$$R_{ut} = R_{pt} \times \frac{P_b}{P_{nt}} \times \left(\frac{V_{nt}}{V_b} \right)^2 = 0,012 \times \frac{1.500}{1.500} \times \left(\frac{13,80}{13,80} \right)^2$$

$$R_{ut} = 0,012 \text{ pu (na base } P_b)$$

Reatância

$$X_{pt} = \sqrt{Z_{pt}^2 - R_{pt}^2} = \sqrt{0,10^2 - 0,012^2} = 0,0993 \text{ pu (na base } P_{nt})$$

$$X_{ut} = X_{pt} \times \frac{P_b}{P_{nt}} \times \left(\frac{V_{nt}}{V_b} \right)^2 = 0,0993 \times \frac{1.500}{1.500} \times \left(\frac{13,80}{13,80} \right)^2$$

$$X_{ut} = 0,0993 \text{ pu (na base } P_b)$$

$$Z_{pt} = 10 \% = 0,10 \text{ pu (na base } P_{nt})$$

$$Z_{uf} \cong X_{uf} = 2 \% = 0,02 \text{ pu (na base } P_{nt})$$

$$\vec{Z}_{ut} = R_{ut} + jX_{ut} = 0,012 + j0,0993 \text{ pu}$$

$$\vec{Z}_{utot} = \vec{Z}_{us} + \vec{Z}_{ut} + \vec{Z}_{uf} = (0 + j0,0179) + (0,012 + j0,0993) + j0,02$$

$$\vec{Z}_{utot} = 0,012 + j0,1372 \text{ pu} \rightarrow Z_{utot} = 0,13772 \text{ pu}$$

d) Determinação da corrente de curto-circuito no barramento secundário do transformador do forno

$$I_{cs} = \frac{I_b}{Z_{utot}} \times \frac{V_{np}}{V_s} = \frac{62,75}{0,13772} \times \frac{13.800}{400} = 15.719 \text{ A}$$

A determinação do padrão de flutuação de tensão no barramento secundário do

transformador do forno se dá como a seguir:

$$\Delta V_p = K_s \frac{P_{cf}}{P_{cs}} \times 100 = 0,10 \times \frac{3.000}{10.890} \times 100 = 2,75 \%$$

$$P_{cs} = \sqrt{3} \times 0,40 \times 15.719 = 10.890 \text{ kVA}$$

$$\Delta V_p > 0,25 \%$$

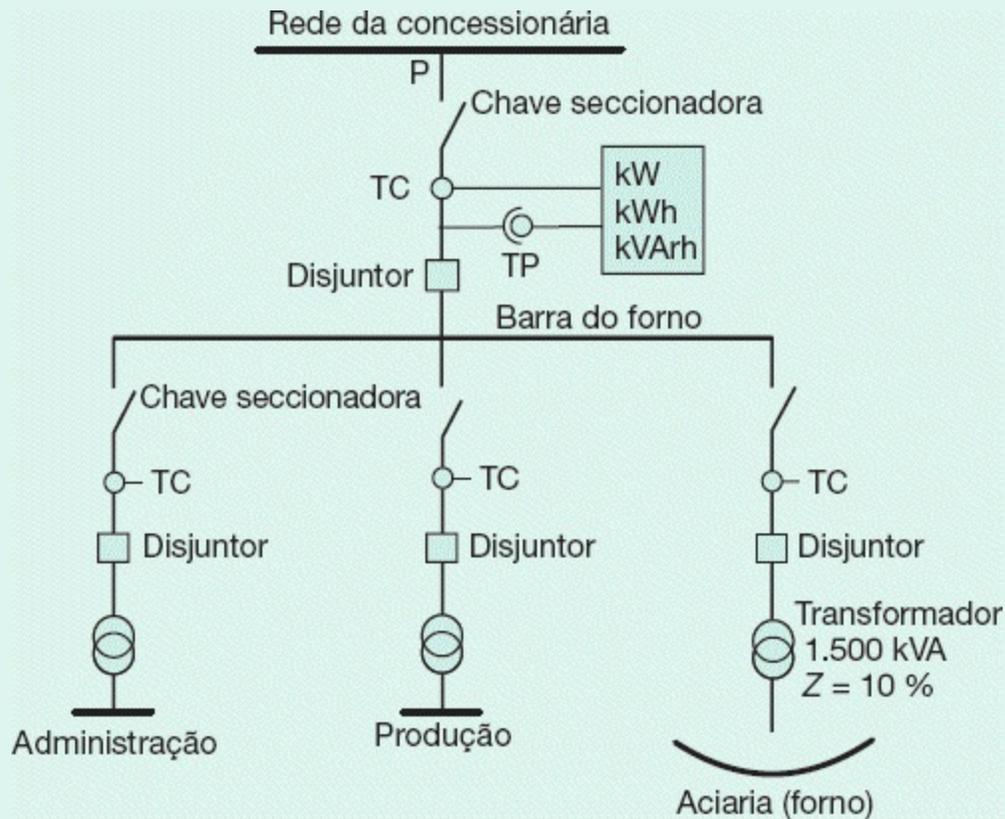


Figura 8.19 Forno sem compensação.

Como se pode observar, nenhuma carga deverá ser ligada ao barramento secundário do transformador do forno, tanto em consequência do intolerável nível de flutuação de tensão

como pela possibilidade de variação do tape do referido transformador.

e) Determinação do padrão de flutuação de tensão no barramento de conexão do forno, ou seja, primário do transformador do forno

$$\Delta V_{p1} = K_s \frac{P_{gf}}{P_{cs}} \times 100 = 0,10 \times \frac{3.000}{83.658} \times 100 = 0,35 \%$$

$$\Delta V_p = 0,25 \% \text{ (máximo valor admitido)}$$

Neste caso, a concessionária não deve permitir a ligação do forno ao seu sistema de distribuição, sob pena de sofrer reclamações de seus consumidores. Desta forma, o projetista deve prever medidas de correção das flutuações de tensão. O mesmo valor poderia ser obtido por meio das relações das impedâncias:

$$\Delta V_{p1} = \frac{Z_1}{Z_2} \times \Delta V_{p2} = \frac{0,0179}{0,13772} \times 2,75 = 0,35 \%$$

Outra averiguação pode ser feita pelo gráfico da Figura 8.17, tomando-se a impedância do sistema de suprimento $X_{us} = 0,0179 pu$ na base da potência nominal do forno. Desse modo, a flutuação de tensão está na faixa das flutuações intoleráveis, conforme se constatou pelo cálculo. Também pode ser verificada a seguinte relação:

$$\frac{P_{cs}}{P_{nf}} = \frac{83.658}{1.500} = 55,7 < 60$$

Neste caso, as flutuações de tensão são de nível intolerável.

Exemplo de aplicação (8.4)

Considerar uma instalação siderúrgica composta, entre outras cargas, de três fornos a arco de mesma potência nominal e igual a 3.000 kVA e fatores de severidade iguais a 0,09, 0,10 e 0,11,

respectivamente.

Considerar que as potências de curto-circuito dos fornos sejam iguais a 1,9 vez sua potência nominal. Um quarto forno é ligado ao sistema, sendo, porém, sua potência igual a 1.000 kVA.

Sabendo-se que a potência nominal dos transformadores dos fornos é igual à dos respectivos fornos e que a potência de curto-circuito no ponto de entrega de energia é de 260.000 kVA, calcular o nível de flutuação de tensão da instalação.

a) Determinação do padrão de flutuação de tensão do conjunto dos fornos

De acordo com a Equação (8.7), tem-se:

$$\Delta V_p = K_s \times \frac{P_{cf}}{P_{cs}} \times 100$$

$$\Delta V_{p1} = 0,09 \times 1,9 \times \frac{3.000}{260.000} \times 100 = 0,19 \%$$

$$\Delta V_{p2} = 0,10 \times 1,9 \times \frac{3.000}{260.000} \times 100 = 0,22 \%$$

$$\Delta V_{p3} = 0,11 \times 1,9 \times \frac{3.000}{260.000} \times 100 = 0,24 \%$$

Como a potência do quarto forno é menor do que 75 % do maior forno, não será considerada no cálculo de avaliação do *flicker*.

$$\Delta V_{pr} = \frac{98 + N_f}{100} \times \sqrt[4]{\sum (\Delta V_p)^4} = \frac{98 + 3}{100} \times \sqrt[4]{(0,19^4 + 0,22^4 + 0,24^4)} \rightarrow \Delta V_{pr} = 0,29 \% > 0,25 \%$$

Logo, pela análise, a concessionária de energia elétrica não deverá fazer a ligação da instalação siderúrgica no seu sistema, pois há probabilidade de haver reclamações dos outros consumidores, devido às flutuações de tensão.

Exemplo de aplicação (8.5)

Deseja-se instalar um forno em uma indústria siderúrgica, mas seu proprietário o adquiriu de terceiros sem que lhe fossem fornecidas suas características técnicas. Saber qual o limite de potência de curto-circuito que deve possuir o forno, conhecendo-se, no ponto de entrega de energia, a corrente de curto-circuito, $I_{cp} = 3.500A$, valor simétrico, na tensão de 13,80 kV.

A potência de curto-circuito no ponto de entrega de energia é:

$$P_{cs} = \sqrt{3} \times 13,8 \times 3.500 = 83.568 \text{ kVA}$$

Para que as flutuações de tensão sejam toleráveis, deve-se ter:

$$P_{cf} = 0,0167 \times P_{cs} = 0,0167 \times 83.658 = 1.397 \text{ kVA}$$

Considerando-se que a potência nominal do forno seja a metade de sua potência de curto-circuito, tem-se:

$$P_{nf} = 0,50 \times 1.397 = 698 \text{ kVA}$$

Através da seguinte relação, tem-se:

$$\frac{P_{cs}}{P_{nf}} = \frac{83.658}{698} = 119,8$$

Como $\frac{P_{cs}}{P_{nf}} > 100$, as flutuações de tensão são perfeitamente toleráveis.

8.4.3.1.2 Método da UIE

A União Internacional de Eletrotermia (UIE) propôs uma metodologia estatística para avaliação do *flicker* que vem sendo adotada nos mais diferentes países do mundo, com a exceção dos Estados Unidos, sendo

reconhecida pelas diferentes concessionárias do setor elétrico brasileiro como a forma mais adequada para análise de viabilidade da conexão de fornos a arco nos seus sistemas elétricos.

Qualquer método de análise de *flicker* leva em consideração a reação das pessoas quanto ao incômodo visual. Assim, o analisador de cintilação demodula a tensão em determinado ponto do sistema e, por meio da ponderação da tensão modulante pela característica do conjunto lâmpada-olho-cérebro, indica um valor peculiar de desconforto visual.

O medidor de *flicker*, ou analisador de cintilação, desenvolvido pela UIE, que permite quantificar o incômodo visual do efeito de *flicker* provocado por flutuações de tensões, tem como referência uma lâmpada incandescente de 60 W-120 V. Porém, no início das pesquisas, a UIE desenvolveu um medidor de *flicker* com base em uma lâmpada de 60 W-230 V. O método encontrou restrições de uso nos Estados Unidos, Canadá e nos países do Leste da Ásia, nos quais se utilizam lâmpadas de 120 V. Para atender a essa demanda, a UIE desenvolveu novos estudos adaptando a concepção original do método para a lâmpada de 60 W-120 V.

A metodologia desenvolvida pela UIE consiste na classificação dos níveis instantâneos de sensação do *flicker*, obtidos a cada ciclo de 10 minutos pelo medidor de cintilação. Esses níveis são expressos em *pu* no limiar da percepção, obtendo-se uma curva de frequência cumulativa das sensações de *flicker* em *pu*, em conformidade com a [Figura 8.20](#). São utilizados filtros dedicados, de acordo com a frequência, associados à sensibilidade do olho humano e reação do cérebro.

A curva de frequência cumulativa é obtida a partir das medições efetuadas pelo medidor de cintilação, cujos resultados estão expressos pelo gráfico da [Figura 8.21](#) para ciclos de 10 minutos, e pelo gráfico da [Figura 8.22](#) para ciclos de 2 horas.

A partir da curva da [Figura 8.21](#), obtém-se um índice que representa o desconforto visual provocado pelo *flicker* em um período de 10 minutos,

medido pelo parâmetro P_{st} . O algoritmo que permite converter a curva de frequência cumulativa no parâmetro P_{st} foi desenvolvido de modo que o valor de P_{st} fosse igual a 1 para todos os valores limites de variação de tensão recomendados pelo IEE 555-3.

O parâmetro P_{st} indica o nível de severidade do *flicker* para um período de 10 minutos, considerado de curta duração (*short time*) e o parâmetro P_{lt} para período de duas horas, considerado de longa duração, adotados pela UIE e tidos como os mais adequados parâmetros de severidade do *flicker*, o qual propõe valores para níveis de compatibilidade em conformidade com a [Tabela 8.8](#).

Estes valores têm sido questionados em função de várias medições realizadas em diferentes países por serem muito conservadores. Há fornos em operação nos Estados Unidos e na Europa operando a um P_{st} de até 1,85 e a P_{lt} igual a 1,35 sem que tenha havido comprometimento na qualidade de serviço capaz de levantar reclamação dos consumidores potencialmente afetados. Há especialistas que sugerem valores de P_{st} e P_{lt} , respectivamente, iguais a 2,50 e 2,2. Pelo que o autor conhece, no mundo há poucas siderúrgicas operando nos limites dos valores da UIE. É necessário que os estudos desses limites sejam aprofundados no Brasil para se evitar que empreendimentos siderúrgicos sejam penalizados desnecessariamente com elevados níveis de investimentos, para atender um requisito considerado extremamente conservador.

A severidade do *flicker* é função da taxa de repetição da perturbação da tensão, da amplitude do valor da tensão e da forma de onda.

Existem na literatura diferentes indicações para os parâmetros de P_{st} e P_{lt} em função da probabilidade de serem excedidos. Assim, por exemplo, o $P_{st99\%}$ significa o valor de P_{st} que tem a probabilidade de 1 % de ser excedido em determinado período de medição no caso de 10 minutos, ou 2 horas no caso do P_{lt} .

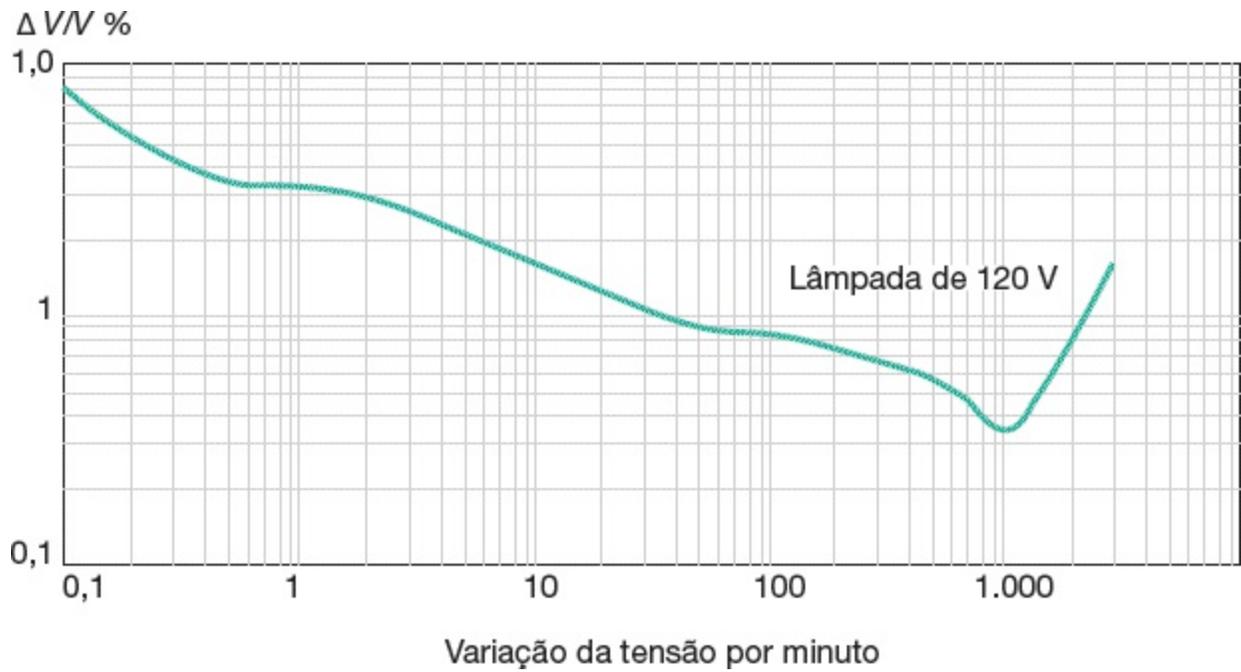


Figura 8.20 Curva de frequência cumulativa.

