

2

Induktionsmaschine

Als Beispiel werden der Entwurf und die Berechnung von zwei geschlossenen Induktionsmotoren gezeigt. Die Bemessungswerte der Maschinen sind

$$P_N = 3,0 \text{ kW} \quad \text{bzw.} \quad P_N = 4,0 \text{ kW}$$

$$U_N = 400 \text{ V}$$

$$f_N = 50 \text{ Hz}$$

$$n_0 = 1500 \text{ /min}$$

$$m = 3 \text{ .}$$

Im Hinblick auf gleiche Achshöhen sollen die beiden Maschinen gleichen Bohrungsdurchmesser erhalten. Daraus resultieren unterschiedliche Blechpaketlängen. Die Ständerwicklungen sollen in Dreieckschaltung betrieben und thermisch nach Wärmeklasse 130 ausgenutzt werden. Die Läufer sollen mit einer Einfachkäfigwicklung entworfen werden.

Der Entwurfs- und Berechnungsgang werden entsprechend der Darstellung in den Abschnitten 9.1 und 9.2.3 des Bands *Berechnung elektrischer Maschinen* durchgeführt. Wie schon beim Berechnungsbeispiel für Gleichstrommaschinen verweisen die angegebenen Gleichungsnummern auf die entsprechende Beziehung in diesem Band. Für die berechneten Zahlenwerte gilt wiederum eine Genauigkeit von drei Stellen.

2.1

Entwurf

2.1.1

Bestimmung der Hauptabmessungen

Zunächst werden die übrigen Bemessungswerte berechnet bzw. abgeschätzt und die Bohrungsdurchmesser der beiden Motoren getrennt ermittelt. Danach wird ein

für beide Motoren geeigneter Durchmesser gewählt. Mit $f_1 = pn_0$ folgt für die Polpaarzahl

$$p = \frac{50 \text{ Hz}}{1500 / \text{min}} = \frac{50 \text{ Hz}}{25 / \text{s}} = 2 .$$

Aufgrund der Dreieckschaltung gilt für die Strangspannung der Ständerwicklung

$$U_1 = U_N = 400 \text{ V} .$$

Daraus ergibt sich ein erster Schätzwert für die induzierte Spannung nach Abschnitt 9.2.3 zu

$$E_h = (0,92 \dots 0,96)U_1 \approx 0,95U_1 = 380 \text{ V} .$$

Für den 3-kW-Motor entnimmt man Bild 9.1.5 als ersten Schätzwert für den Leistungsfaktor $\cos \varphi_N = 0,82$ und Bild 9.1.4 als ersten Schätzwert für den Wirkungsgrad $\eta_N = 82\%$. Daraus folgt mit $P_{\text{mech},N} = P_N$ als erster Schätzwert für die elektrische Leistung

$$P_{\text{el},N} = \frac{P_N}{\eta_N} = \frac{3 \text{ kW}}{0,82} \approx 3,66 \text{ kW}$$

und mit $P_{\text{el},N} = \sqrt{3}U_N I_N \cos \varphi_N$ als erster Schätzwert für den Bemessungsstrom und den entsprechenden Strangstrom

$$I_N = \frac{3,66 \text{ kW}}{\sqrt{3} \cdot 400 \text{ V} \cdot 0,82} = 6,44 \text{ A}$$

$$I_1 = \frac{I_N}{\sqrt{3}} = 3,72 \text{ A} .$$

Ein erster Schätzwert für den Bohrungsdurchmesser D errechnet sich nach (9.1.13) aus dem auf die mechanische Leistung zugeschnittenen, ggf. reduzierten Ausnutzungsfaktor $C_{\text{mech},\text{red}}$ und der ideellen Länge l_i . Bild 9.1.6 wird $C_{\text{mech}} \approx 2 \text{ kW min/m}^3$ entnommen. Dieser Wert muss aufgrund der Oberflächenkühlung um den Tabelle 9.1.1 entnommenen Reduktionsfaktor $k_{\text{red}} = 0,9$ auf

$$C_{\text{mech},\text{red}} = k_{\text{red}}C_{\text{mech}} \approx 0,9 \cdot 2,0 \frac{\text{kW min}}{\text{m}^3} = 1,8 \frac{\text{kW min}}{\text{m}^3}$$

vermindert werden. l_i kann unter Verwendung der Tabelle 9.1.3 entnommenen relativen Länge $\lambda \approx 1,8$ entsprechend

$$l_i = \lambda \tau_p = \lambda \frac{\pi D}{2p}$$

durch den Durchmesser ausgedrückt werden. Damit ergibt sich der erste Schätzwert für den Bohrungsdurchmesser zu

$$D = \sqrt[3]{\frac{P_{\text{mech}} 2p}{n C_{\text{mech},\text{red}} \lambda \pi}} = \sqrt[3]{\frac{3 \text{ kW} \cdot 4}{1500 / \text{min} \cdot 1,8 \text{ kW min/m}^3 \cdot 1,8 \cdot \pi}} = 0,092 \text{ m} .$$

(9.1.13)

Für den 4-kW-Motor folgt entsprechend mit $\cos \varphi_N \approx 0,83$, $\eta_N \approx 83,5\%$

$$\begin{aligned}
 P_{\text{el},N} &\approx \frac{4 \text{ kW}}{0,835} = 4,790 \text{ kW} \\
 I_N &\approx \frac{4,79 \text{ kW}}{\sqrt{3} \cdot 400 \text{ V} \cdot 0,83} = 8,33 \text{ A} \\
 I_1 &\approx \frac{8,33 \text{ A}}{\sqrt{3}} = 4,81 \text{ A} \\
 C_{\text{mech,red}} &\approx 0,9 \cdot 2,05 \text{ kW min/m}^3 = 1,85 \text{ kW min/m}^3 \\
 D &\approx \sqrt[3]{\frac{4 \text{ kW} \cdot 4}{1500 / \text{min} \cdot 1,85 \text{ kW min/m}^3 \cdot 1,8 \cdot \pi}} = 0,102 \text{ m} .
 \end{aligned}$$

Für beide Motoren wird der Durchmesser endgültig zu $D = 99 \text{ mm}$ gewählt. Damit folgt für den endgültigen Wert der Polteilung

$$\tau_p = \frac{D\pi}{2p} = \frac{99 \text{ mm} \cdot \pi}{4} = 77,8 \text{ mm} .$$

Die Luftspaltlänge errechnet sich für den 3-kW-Motor unter Berücksichtigung von $p > 1$ zu

$$\frac{\delta}{\text{mm}} \approx 0,25 \sqrt[4]{\frac{P_{\text{mech}}}{\text{kW}}} = 0,25 \sqrt[4]{3} = 0,330 . \quad (9.1.36b)$$

Für den 4-kW-Motor ergibt sich analog dazu $\delta = 0,354 \text{ mm}$. Gewählt wird für beide Maschinen endgültig $\delta = 0,35 \text{ mm}$.

Bei oberflächengekühlten Maschinen der betrachteten Größe werden keine Ventilationskanäle ausgeführt. Ein erster Wert für die Blechpaketlänge des 3-kW-Motors errechnet sich aus dem verbesserten Wert der ideellen Länge

$$l_i = \frac{P_{\text{mech}}}{C_{\text{mech}} D^2 n_0} = \frac{3 \text{ kW}}{1,8 \text{ kW min/m}^3 \cdot (0,099 \text{ m})^2 \cdot 1500 / \text{min}} = 0,113 \text{ m} \quad (9.1.13)$$

zu

$$l_{\text{Fe}} = l = l_i - 2\delta \approx 113 \text{ mm} - 2 \cdot 0,35 \text{ mm} = 112,3 \text{ mm} . \quad (2.3.25)$$

Die Kontrolle der relativen Länge liefert den verbesserten Wert

$$\lambda = \frac{l_i}{\tau_p} = \frac{2pl_i}{D\pi} = \frac{4 \cdot 113 \text{ mm}}{99 \text{ mm} \cdot \pi} = 1,45 . \quad (9.1.5)$$

Für den 4-kW-Motor ergibt sich entsprechend

$$\begin{aligned}
 l_i &= \frac{4 \text{ kW}}{1,85 \text{ kW min/m}^3 \cdot (0,099 \text{ m})^2 \cdot 1500 / \text{min}} = 0,147 \text{ m} \\
 l_{\text{Fe}} = l &= 147 \text{ mm} - 2 \cdot 0,35 \text{ mm} = 146,3 \text{ mm} \\
 \lambda &= \frac{4 \cdot 147 \text{ mm}}{99 \text{ mm} \cdot \pi} = 1,89 .
 \end{aligned}$$

Ständer und Läufer werden aus 0,5 mm dickem, nicht schlussgeglühtem Elektroblech mit spezifischen Verlusten von $v_{u1,5} = 6,4 \text{ W/kg}$ und einem Eisenfüllfaktor von $\varphi_{\text{Fe}} = 0,95$ hergestellt.

2.1.2

Entwurf der Wicklungen

Auf Basis von Tabelle 9.1.5 wird als erster Schätzwert für die mittlere Luftspaltinduktion $B_m = 0,58 \text{ T}$ gewählt. Der erste Schätzwert für den Luftspaltfluss des 3-kW-Motors errechnet sich damit zu

$$\Phi_\delta = B_m l_i \tau_p = 0,58 \text{ T} \cdot 0,113 \text{ m} \cdot 0,0778 \text{ m} = 5,10 \text{ mVs} . \quad (2.3.5)$$

Gewählt wird eine Einschichtwicklung. Nach Tabelle 1.2.8 kann damit als erster Schätzwert für den Wicklungsfaktor der Hauptwelle $\xi_p = \xi_{\text{gr},p} \approx 0,96$ verwendet werden. Mit der nach Unterabschnitt 2.6.3b zulässigen Näherung $\Phi_h \approx \Phi_\delta$ und unter Berücksichtigung des für Drehfelder gültigen Zusammenhangs $\hat{\Phi}_h = \Phi_h = \text{konst.}$ erhält man einen ersten Schätzwert für die spannungshaltende Windungszahl der Ständerwicklung aus dem Induktionsgesetz zu

$$w_1 = \frac{E_h \sqrt{2}}{2\pi f_1 \xi_p \hat{\Phi}_h} = \frac{380 \text{ V} \cdot \sqrt{2}}{2 \cdot \pi \cdot 50 \text{ /s} \cdot 0,96 \cdot 0,00510 \text{ Vs}} = 349 . \quad (1.2.89)$$

Für den 4-kW-Motor folgt entsprechend

$$\begin{aligned} \Phi_\delta &= 0,58 \text{ T} \cdot 0,147 \text{ m} \cdot 0,0778 \text{ m} = 6,63 \text{ mVs} \\ w_1 &= \frac{380 \text{ V} \cdot \sqrt{2}}{2 \cdot \pi \cdot 50 \text{ /s} \cdot 0,96 \cdot 0,00663 \text{ Vs}} = 269 . \end{aligned}$$

Bei Hintereinanderschaltung aller Spulengruppen, d. h. für $a = 1$, ergeben sich unter Berücksichtigung des Zusammenhangs zwischen Leiterzahl je Nut und spannungshaltender Windungszahl nach (1.2.92) für die Wahl der Wicklungskennwerte die folgenden Möglichkeiten:

q_1	N_1	τ_{n1}/mm	$(z_{n1})_{3 \text{ kW}}$	$(z_{n1})_{4 \text{ kW}}$
2	24	12,96	87	67
3	36	8,64	58	45
4	48	6,48	44	34

Nach Abschnitt 1.2.6.3 sollte möglichst $q_1 > 2$ gewählt werden. Die Nutteilung $\tau_{n1} = 8,65 \text{ mm}$ ist nach Unterabschnitt 9.1.2.2.c für kleine Maschinen gerade noch möglich; $\tau_{n1} = 6,48 \text{ mm}$ wäre schon sehr gering. Gewählt wird daher eine Einschichtwicklung mit der Lochzahl $q_1 = 3$, der Nutzahl $N_1 = 36$, der Nutteilung

$\tau_{n1} = 8,64 \text{ mm}$, dem Hauptfeld-Wicklungsfaktor $\xi_p = 0,960$ nach Tabelle 1.2.8 und der Leiterzahl je Nut $z_{n1} = 58$ für den 3-kW-Motor und $z_{n1} = 45$ für den 4-kW-Motor.

Für den 3-kW-Motor errechnet sich damit die spannungshaltende Windungszahl endgültig zu

$$w = \frac{N z_n}{2 a m} = p q \frac{z_n}{a} = 2 \cdot 3 \frac{58}{1} = 348 . \quad (1.2.92)$$

Daraus ergibt sich $z_1 = 2w_1 = 696$ und die verbesserten Werte des Luftspaltflusses

$$\Phi_\delta = \Phi_h = \frac{\sqrt{2} E_h}{2\pi f_1 (w \xi_p)_1} = \frac{\sqrt{2} \cdot 380 \text{ V}}{2\pi \cdot 50 / \text{s} \cdot 348 \cdot 0,96} = 5,12 \text{ mVs} \quad (1.2.89)$$

und der mittleren Luftspaltinduktion

$$B_m = \frac{\Phi_\delta}{l_i \tau_p} = \frac{0,00512 \text{ Vs}}{0,113 \text{ m} \cdot 0,0778 \text{ m}} = 0,582 \text{ T} . \quad (2.3.5)$$

Dies entspricht sehr gut dem ersten Schätzwert $B_m = 0,58 \text{ T}$, so dass die Länge nicht korrigiert werden muss und endgültig zu $l_{Fe} = 112 \text{ mm}$ und damit

$$l_i = (112 + 2 \cdot 0,35) \text{ mm} = 112,7 \text{ mm} \approx 113 \text{ mm}$$

gewählt wird.

Der erste Schätzwert für den effektiven Strombelag der Ständerwicklung errechnet sich zu

$$A_1 = \frac{2 w m I_1}{\pi D} = \frac{2 \cdot 348 \cdot 3 \cdot 3,72 \text{ A}}{\pi \cdot 0,099 \text{ m}} = 25,0 \frac{\text{kA}}{\text{m}} . \quad (9.1.23c)$$

Da A_1 klein ist, kann der erste Schätzwert für die Stromdichte S_1 nach Tabelle 9.1.4 mit $S_1 = 7 \text{ A/mm}^2$ groß gewählt werden. Die elektrische Beanspruchung

$$A_1 S_1 = 25,0 \frac{\text{kA}}{\text{m}} \cdot 7 \frac{\text{A}}{\text{mm}^2} = 175 \frac{\text{kA}}{\text{m}} \frac{\text{A}}{\text{mm}^2} \quad (9.1.28)$$

ist im zulässigen Bereich. Der erste Schätzwert für den Leiterquerschnitt errechnet sich zu

$$A_{L1} = \frac{3,72 \text{ A}}{7 \text{ A/mm}^2} = 0,531 \text{ mm}^2 \quad (9.1.22)$$

und der erste Schätzwert für den Drahtdurchmesser zu

$$d_{L1} = \sqrt{\frac{4 A_{L1}}{\pi}} = \sqrt{\frac{4 \cdot 0,531 \text{ mm}^2}{\pi}} = 0,822 \text{ mm} .$$

Gewählt wird endgültig $d_{L1} = 0,85 \text{ mm}$. Der Durchmesser des isolierten Drahtes ist $d_{i1} = 0,9 \text{ mm}$. Da bei maschinell hergestellten Wicklungen aufgrund der Drahtdehnung mit einer Querschnittsverminderung um 5% gerechnet werden muss, folgt

für den endgültigen Wert des Leiterquerschnitts und den verbesserten Wert der Stromdichte

$$A_{L1} = 0,95 \cdot \frac{\pi \cdot (0,85 \text{ mm})^2}{4} = 0,539 \text{ mm}^2$$

$$S_1 = \frac{3,72 \text{ A}}{0,539 \text{ mm}^2} = 6,90 \frac{\text{A}}{\text{mm}^2} .$$

Mit dem Tabelle 9.1.6 entnommenen ersten Schätzwert für den Nutfüllfaktor $\varphi_{n1} = 0,4$ errechnet sich der erste Schätzwert für die Nutfläche zu

$$A_{n1} = \frac{z_{n1} A_{L1}}{\varphi_{n1}} \approx \frac{58 \cdot 0,539 \text{ mm}^2}{0,4} = 78,2 \text{ mm}^2 \approx 80 \text{ mm}^2 . \quad (9.1.37)$$

Für den 4-kW-Motor ergibt sich entsprechend

$$z_{n1} = 45$$

$$w_1 = 2 \cdot 3 \frac{45}{1} = 270$$

$$z_1 = 2 \cdot 270 = 540$$

$$\Phi_\delta = \frac{\sqrt{2} \cdot 380 \text{ V}}{2\pi \cdot 50 / \text{s} \cdot 270 \cdot 0,96} = 6,60 \text{ mVs}$$

$$B_m = \frac{0,00660 \text{ Vs}}{0,147 \text{ m} \cdot 0,0778 \text{ m}} = 0,577 \text{ T} \approx 0,58 \text{ T}$$

$$A_1 = \frac{2 \cdot 270 \cdot 3 \cdot 4,81 \text{ A}}{\pi \cdot 0,099 \text{ m}} = 25,1 \frac{\text{kA}}{\text{m}}$$

$$A_{L1} = \frac{4,81 \text{ A}}{7 \text{ A/mm}^2} = 0,687 \text{ mm}^2$$

$$d_{L1} = \sqrt{\frac{4 \cdot 0,687 \text{ mm}^2}{\pi}} = 0,935 \text{ mm} .$$

Dieser Drahtdurchmesser ist für eine maschinell hergestellte Wicklung bei einer Nutschlitzbreite von 2,5 mm zu groß. Deshalb werden zwei parallele Leiter mit $d_{L1} = 0,7 \text{ mm}$ und $d_{i1} = 0,75 \text{ mm}$ ausgeführt. Damit gilt

$$A_{L1} = 2 \cdot 0,95 \cdot \frac{\pi \cdot d_{L1}^2}{4} = 0,731 \text{ mm}^2$$

$$S_1 = \frac{4,81 \text{ A}}{0,731 \text{ mm}^2} = 6,58 \frac{\text{A}}{\text{mm}^2}$$

$$A_{n1} \approx \frac{45 \cdot 0,731 \text{ mm}^2}{0,4} = 82,2 \text{ mm}^2 \approx 80 \text{ mm}^2 .$$

Auch hier muss die Länge nicht korrigiert werden, so dass endgültig $l_{Fe} = 146 \text{ mm}$ und damit

$$l_i = (146 + 2 \cdot 0,35) \text{ mm} = 146,7 \text{ mm} \approx 147 \text{ mm}$$

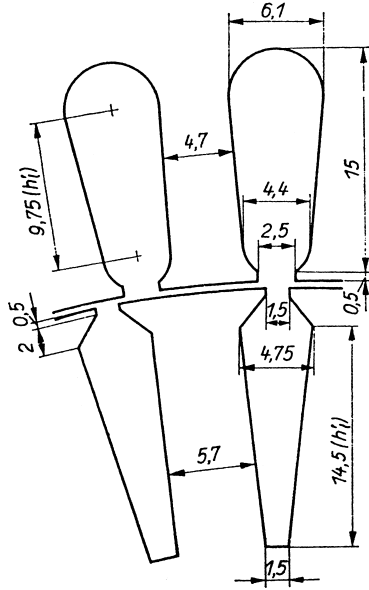


Bild 2.1 Nutquerschnitte

gewählt wird. Aufgrund der identischen mittleren Luftspaltinduktion sind auch die spezifischen magnetischen Belastungen beider Motoren identisch.

Im Ständer werden parallelfankige Zähne vorgesehen. Ein erster Schätzwert der maximalen Luftspaltinduktion errechnet sich mit $\alpha_p = 1,4$ entsprechend Unterabschnitt 2.6.3b zu

$$B_{\max} = \alpha_p B_m = 1,4 \cdot 0,58 \text{ T} = 0,812 \text{ T} . \quad (2.5.21)$$

Daraus folgt unter Annahme eines gegenüber dem Luftspaltfluss um 3% größeren Flusses in den Ständerzähnen und mit einer Tabelle 9.1.5 entnommenen ersten Schätzwert für die Zahninduktion von $B_{z1} \approx 1,65 \text{ T}$ als erster Schätzwert für die Breite der Ständerzähne

$$b_{z1} = \frac{B_{\max} \tau_p l_i}{B_{z1} \varphi_{\text{Fe}} l_{\text{Fe}}} = \frac{1,03 \cdot 0,812 \text{ T} \cdot 8,64 \text{ mm} \cdot 113 \text{ mm}}{1,65 \text{ T} \cdot 0,95 \cdot 112 \text{ mm}} \approx 4,65 \text{ mm} . \quad (2.4.9)$$

Mit den Nutmaßen nach Bild 2.1 ergibt sich endgültig $b_{z1} = 4,7 \text{ mm}$ und $A_{n1} \approx 75 \text{ mm}^2$. Für die Dicke der Nutsolierung wird $d_{\text{iso}} = 0,3 \text{ mm}$ angesetzt.

Als günstige Läuferzahl empfehlen sich

$$N_2 = N_1 \pm 4p = 36 \pm 4 \cdot 2 = 44 \quad \text{bzw.} \quad 28 \quad (1.2.102)$$

Gewählt wird aufgrund der geringeren zusätzlichen Verluste $N_2 = 28$. Die Läuferstäbe werden um eine Ständernutteilung geschrägt. Als Leitermaterial wird Aluminium gewählt. Einen ersten Schätzwert für den Stabstrom erhält man für den

3-kW-Motor aus (9.2.9) und (9.2.8b) zu

$$I_s = \frac{m_1(w\xi_p)_1}{p \frac{N_2}{2p}} I_1 \cos \varphi_1 = \frac{3 \cdot (348 \cdot 0,960)}{0,5 \cdot 28} \cdot 3,72 \text{ A} \cdot 0,82 = 218 \text{ A} .$$

Da kein Innenkühlkreis ausgeführt wird, wird ein erster Schätzwert für die Läuferstromdichte nach Tabelle 9.1.4 zu $S_2 = 4,2 \text{ A/mm}^2$ gewählt. Damit ergibt sich der erste Schätzwert der Nutfläche zu

$$A_{n2} = \frac{I_s}{S_2} = \frac{218 \text{ A}}{4,2 \text{ A/mm}^2} = 51,9 \text{ mm}^2 .$$

Bei parallelfankigen Zähnen lässt sich die Läuferzahnbreite mit einem ersten Schätzwert für die Läuferzahninduktion $B_{z2} \approx 1,7 \text{ T}$ entsprechend Tabelle 9.1.5 sowie mit der Läufernteilung

$$\tau_{n2} = \frac{\pi(D - 2\delta)}{N_2} = \frac{\pi \cdot 98,3 \text{ mm}}{28} = 11,0 \text{ mm}$$

analog zur Ständerzahnbreite, jedoch ohne den der Ständernutstreuung geschuldeten dreiprozentigen Zuschlag zum Zahnfluss, zu

$$b_{z2} = \frac{0,812 \text{ T} \cdot 11,0 \text{ mm} \cdot 113 \text{ mm}}{1,7 \text{ T} \cdot 0,95 \cdot 112 \text{ mm}} \approx 5,58 \text{ mm} \quad (2.4.9)$$

abschätzen. Die im Bild 2.1 gewählten Nutabmessungen ergeben endgültig $b_{z2} = 5,7 \text{ mm}$ und $A_{n2} = 51,6 \text{ mm}^2$. Der Ringquerschnitt errechnet sich auf Basis des Ringstroms

$$I_r = \frac{I_s}{2 \sin \frac{\pi p}{N_2}} = \frac{218 \text{ A}}{2 \sin \frac{\pi \cdot 2}{28}} = 490 \text{ A} \quad (2.4.9)$$

und der Tabelle 9.1.4 entnommenen Ringstromdichte $S_r = 5 \text{ A/mm}^2$ zu

$$A_r = \frac{490 \text{ A}}{5 \frac{\text{A}}{\text{mm}^2}} = 98 \text{ mm}^2 .$$

2.1.3

Entwurf des Magnetkreises

Die Induktion im Ständerrücken kann hoch gewählt werden, da es sich um kleine Maschinen handelt und die ovalen Ständernuten den Ständerrücken magnetisch entlasten. Als erster Schätzwert wird nach Tabelle 9.1.5 $B_{r1zul} \approx 1,7 \text{ T}$ gewählt. Damit folgt als erster Schätzwert für die Ständerrückenhöhe unter Annahme eines

gegenüber dem Luftspaltfluss aufgrund der Ständernutstreuung um 5% größeren Rückenflusses und unter Berücksichtigung von $\Phi_r = 1/2\Phi_\delta$

$$h_{r1} = \frac{\Phi_{r,\max}}{B_{r1zul}\varphi_{Fe}l_{Fe}} = \frac{1,05 \cdot 0,5 \cdot 5,12 \text{ mVs}}{1,7 \text{ T} \cdot 0,95 \cdot 112 \text{ mm}} = 14,9 \text{ mm} . \quad (9.1.30)$$

Der Ständeraußendurchmesser errechnet sich dann zu

$$D_{a1} = D + 2(h_{n1} + h_{r1}) = 99 \text{ mm} + 2(15,5 + 14,9) \text{ mm} = 160 \text{ mm} . \quad (9.2.15a)$$

Dieser Wert wird auch ausgeführt, so dass die Ständerrückenhöhe endgültig $h_1 = 15 \text{ mm}$ ist. Daraus folgt für die Rückenquerschnitte der beiden Motoren

$$\begin{aligned} (A_{r1})_{3 \text{ kW}} &= 15 \text{ mm} \cdot 0,95 \cdot 112 \text{ mm} = 1600 \text{ mm}^2 = 16,0 \text{ cm}^2 \\ (A_{r1})_{4 \text{ kW}} &= 15 \text{ mm} \cdot 0,95 \cdot 146 \text{ mm} = 2080 \text{ mm}^2 = 20,8 \text{ cm}^2 . \end{aligned}$$

Die Rückenhöhe im Läufer wird durch die Welle bestimmt. Bei einem Wellendurchmesser von $D_{i2} = D_w = 35 \text{ mm}$ folgt

$$h_{r2} = 0,5 \cdot (99 \text{ mm} - 35 \text{ mm}) - 0,35 \text{ mm} - 17 \text{ mm} = 14,65 \text{ mm} . \quad (9.2.15b)$$

Unter Berücksichtigung einer Entlastung durch die Welle von ca. 0,35 mm wird endgültig mit einer magnetisch wirksamen Läuferjochhöhe von $h_{r2} = 15 \text{ mm}$ gerechnet. Da dieser Wert gleich der Ständerrückenhöhe ist, gilt für die Läuferückenquerschnitte der beiden Motoren

$$\begin{aligned} (A_{r2})_{3 \text{ kW}} &= (A_{r1})_{3 \text{ kW}} = 1600 \text{ mm}^2 = 16,0 \text{ cm}^2 \\ (A_{r2})_{4 \text{ kW}} &= (A_{r1})_{4 \text{ kW}} = 2080 \text{ mm}^2 = 20,8 \text{ cm}^2 . \end{aligned}$$

Die Kontrolle der maximalen Induktion im Läuferücken ergibt

$$B_{r2\max} = \frac{0,5 \cdot 5,12 \text{ mVs}}{1600 \text{ mm}^2} = 1,60 \text{ T} .$$

Dieser Wert ist nach Tabelle 9.1.5 zulässig.

2.2

Nachrechnung

2.2.1

Magnetischer Kreis

Die Berechnung des magnetischen Kreises erfolgt nach Abschnitt 2.6.3. Da für beide Motoren derselbe Blechschnitt verwendet wird und beide dieselbe mittlere Luftspaltinduktion haben, besitzen sie auch dieselben spezifischen magnetischen Belastungen, und es reicht aus, die Magnetkreisrechnung für den 3-kW-Motor durchzuführen.

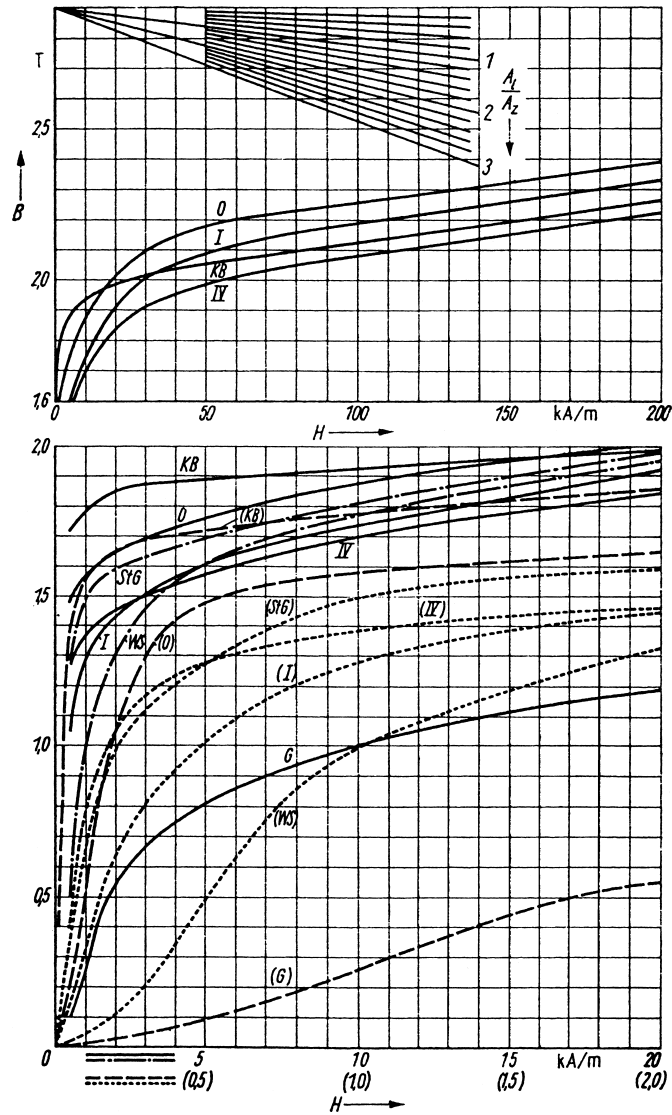


Bild 2.2 Magnetisierungskurven

Der Cartersche Faktor errechnet sich für die Ständernutzung mit $\delta/b_{s1} = 0,35/2,5 = 0,14$ aus der Hilfsgröße

$$\gamma_1 = \frac{1}{1 + 5 \frac{\delta}{b_{s1}}} = \frac{1}{1 + 5 \cdot 0,14} = 0,588 \quad (2.3.20)$$

zu

$$k_{c1} = \frac{\tau_{n1}}{\tau_{n1} - \gamma_1 b_{s1}} = \frac{8,64}{8,64 - 0,588 \cdot 2,5} = 1,21 , \quad (2.3.19)$$

und für die Läuferntung folgt analog dazu

$$\gamma_2 = \frac{1}{1 + 5 \frac{0,35}{1,5}} = 0,462$$

$$k_{c2} = \frac{11,0}{11,0 - 0,462 \cdot 1,5} = 1,07$$

und damit

$$k_c \approx k_{c1} k_{c2} = 1,29 . \quad (2.3.21)$$

Der magnetische Spannungsabfall im Luftspalt errechnet sich damit zu

$$V_\delta = \frac{B_{\max}}{\mu_0} k_c \delta = \frac{0,812 \text{ T} \cdot 1,29 \cdot 0,00035 \text{ m}}{4\pi \cdot 10^{-7} \text{ Vs/Am}} = 292 \text{ A} .$$

Mit der Zahninduktion

$$B_{z1} = \frac{1,03 \cdot 0,812 \text{ T} \cdot 8,64 \text{ mm} \cdot 113 \text{ mm}}{4,7 \text{ mm} \cdot 0,95 \cdot 112 \text{ mm}} = 1,63 \text{ T} ,$$

für die wiederum ein dreiprozentiger Aufschlag auf den Luftspaltfluss aufgrund der Ständerntstreuung angenommen wird, wird der für das gewählte Blech geltenden Magnetisierungskurve O im Bild 2.2 die Feldstärke $H_{z1} = 1,7 \text{ kA/m}$ entnommen, so dass sich der magnetische Spannungsabfall der Ständerzähne zu

$$V_{z1} = H_{z1} h_{z1} = 1,7 \text{ kA/m} \cdot 15 \text{ mm} = 26 \text{ A}$$

errechnet. Analog dazu, allerdings ohne die dreiprozentige Erhöhung des Luftspaltflusses, ergibt sich für die Läuferzähne

$$B_{z2} = \frac{0,812 \text{ T} \cdot 11 \text{ mm} \cdot 113 \text{ mm}}{5,7 \text{ mm} \cdot 0,95 \cdot 112 \text{ mm}} = 1,66 \text{ T}$$

$$H_{z2} = 2,2 \text{ kA/m}$$

$$V_{z2} = 2,2 \text{ kA/m} \cdot 16,5 \text{ mm} \approx 36 \text{ A} .$$

Mit diesen Werten muss der bisher verwendete erste Schätzwert für den Abplattungsfaktor korrigiert werden. Der Zahnsättigungsfaktor errechnet sich zu

$$k = \frac{V_{z1} + V_{z2}}{V_\delta} = \frac{26 + 36}{292} = 0,212 . \quad (2.5.20)$$

Bild 2.5.12 lässt sich damit endgültig $\alpha_p = 1,44$ entnehmen. Damit errechnen sich die verbesserten Werte der Induktionen und magnetischen Spannungen

$$\begin{aligned}
 B_{\max} &= 1,44 \cdot 0,58 \text{ T} = 0,835 \text{ T} \\
 V_{\delta} &= \frac{0,835 \text{ T} \cdot 1,29 \cdot 0,00035 \text{ m}}{4\pi \cdot 10^{-7} \text{ Vs/Am}} = 300 \text{ A} \\
 B_{z1} &= \frac{1,03 \cdot 0,835 \text{ T} \cdot 8,64 \text{ mm} \cdot 113 \text{ mm}}{4,7 \text{ mm} \cdot 0,95 \cdot 112 \text{ mm}} = 1,68 \text{ T} \\
 H_{z1} &= 2,6 \text{ kA/m} \\
 V_{z1} &= 2,6 \text{ kA/m} \cdot 15 \text{ mm} = 39 \text{ A} \\
 B_{z2} &= \frac{0,835 \text{ T} \cdot 11 \text{ mm} \cdot 113 \text{ mm}}{5,7 \text{ mm} \cdot 0,95 \cdot 112 \text{ mm}} = 1,71 \text{ T} \\
 H_{z2} &= 3,3 \text{ kA/m} \\
 V_{z2} &= 3,3 \text{ kA/m} \cdot 16,5 \text{ mm} = 54 \text{ A} .
 \end{aligned}$$

Zur Ermittlung der Induktion im Ständerücken wird wiederum ein fünfprozentiger Aufschlag auf den Luftspaltfluss angenommen. Sie errechnet sich zu

$$B_{r1\max} = \frac{1,05 \cdot 0,5 \cdot 0,00512 \text{ Vs}}{16,0 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2} = 1,68 \text{ T} .$$

Aus der Magnetisierungskurve wird die zugehörige magnetische Feldstärke $H_{r1\max} = 2,6 \text{ kA/m}$ entnommen. Den magnetischen Spannungsabfall im Ständerücken erhält man mit der Polteilung an der Grenzfläche zwischen Zahngebiet und Rücken

$$\tau_{r1} = (99 + 2 \cdot 15,5) \text{ mm} \cdot \frac{\pi}{4} = 102 \text{ mm} .$$

Mit dem Verhältnis $h_{r1}/\tau_{r1} = 15/102 = 0,147$ kann Bild 2.4.11 der Reduktionsfaktor $C_{r1} \approx 0,25$ entnommen werden, aus dem schließlich

$$V_{r1} = C_{r1} H_{r1} \frac{\tau_{r1}}{2} = 0,25 \cdot 2,6 \frac{\text{kA}}{\text{m}} \cdot \frac{102 \text{ mm}}{2} = 33 \text{ A} \quad (2.4.28b)$$

folgt. Für den Läuferücken errechnet sich analog dazu, jedoch ohne den fünfprozentigen Aufschlag auf den Luftspaltfluss,

$$\begin{aligned}
 B_{r2\max} &= \frac{0,5 \cdot 0,00512 \text{ Vs}}{16,0 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2} = 1,60 \text{ T} \\
 H_{r2\max} &= 1,25 \frac{\text{kA}}{\text{m}} \\
 \tau_{r2} &= [(99 - 2 \cdot 0,35) \text{ mm} - 2 \cdot 17 \text{ mm}] \cdot \frac{\pi}{4} = 50,5 \text{ mm} \\
 \frac{h_{r2}}{\tau_{r2}} &= \frac{15}{50,5} = 0,297 \\
 C_r &\approx 0,42 \\
 V_{r2} &= 0,42 \cdot 1,25 \frac{\text{kA}}{\text{m}} \cdot \frac{50,5 \text{ mm}}{2} = 13 \text{ A} .
 \end{aligned}$$

Damit folgt für die Durchflutungsamplitude

$$\hat{\Theta}_p = \Sigma V = 300 \text{ A} + 39 \text{ A} + 54 \text{ A} + 33 \text{ A} + 13 \text{ A} = 439 \text{ A} ,$$

aus der sich schließlich nach (2.6.4) die Magnetisierungsströme der beiden Motoren

$$(I_\mu)_{3 \text{ kW}} = \frac{439 \text{ A} \cdot \pi \cdot 2}{3 \cdot 348 \cdot 0,96 \cdot \sqrt{2}} = 1,96 \text{ A}$$

$$(I_\mu)_{4 \text{ kW}} = \frac{439 \text{ A} \cdot \pi \cdot 2}{3 \cdot 270 \cdot 0,96 \cdot \sqrt{2}} = 2,51 \text{ A}$$

ermitteln lassen. Durch Vorgabe weiterer Werte für die induzierte Spannung und damit für die mittlere Luftspaltinduktion lässt sich auf diese Weise bei Bedarf die Magnetisierungskurve $I_\mu = f(E_h)$ ermitteln.

2.2.2

Widerstände und Reaktanzen

Zur Berechnung der Reaktanzen müssen zunächst die Streuleitwerte nach Abschnitt 3.7 ermittelt werden. Mit Tabelle 3.7.1 und (3.7.1f) errechnet sich der Streuleitwert der Ständernut zu

$$\lambda_{n1} = 0,6 + \frac{h'_{L1}}{3b_{n1}} + \frac{h_{s1}}{b_{s1}} = 0,6 + \frac{9,75}{3 \cdot 6,1} + \frac{0,5}{2,5} = 1,33 .$$

Der relative Zahnkopfstreuleitwert kann Bild 3.7.2 mit $b_{s1}/\delta = 2,5/0,35 = 7,14$ zu $\lambda_{z1} = -0,1$ entnommen werden, so dass sich

$$\lambda_{nz1} = 1,33 - 0,1 = 1,23$$

ergibt. Für die Läufernut gilt mit $b_{s2}/\delta = 1,5/0,35 = 4,29$ entsprechend

$$\lambda_{n2} = 0,6 + \frac{14,5}{3 \cdot 4,75} + \frac{0,5}{1,5} = 1,95$$

$$\lambda_{z2} = -0,05$$

$$\lambda_{nz2} = 1,95 - 0,05 = 1,90 ,$$

wobei näherungsweise ebenfalls eine ovale Nutform unterstellt wurde. Für den relativen Streuleitwert der Wicklungskopfsteuerung wird Tabelle 3.7.2 $\lambda_{ws1} = 0,3$ entnommen. Die Leiterlänge im Wicklungskopf wird mit (9.1.39) zu

$$l_{w1} = \frac{1}{2}(l_m - l) \approx 1,3\tau_p + \left(0,03 + 0,02 \frac{U}{\text{kV}}\right) \text{ m}$$

$$= 1,3 \cdot 0,0778 \text{ m} + (0,03 + 0,02 \cdot 0,4) \text{ m} = 0,139 \text{ m}$$

abgeschätzt. Der Streukoeffizient der Oberwellenstreuung der Ständerwicklung kann aus Bild 3.7.12 mit $q = 3$ und $W/\tau_p = 1$ zu $\sigma_{o1} \approx 0,014$ abgelesen werden. Für die Läuferwicklung gilt

$$\sigma_{o2} = \frac{\left(\frac{\pi p}{N_2}\right)^2}{\sin^2 \frac{\pi p}{N_2}} - 1 = \frac{\left(\frac{\pi \cdot 2}{28}\right)^2}{\sin^2 \frac{\pi \cdot 2}{28}} - 1 = 0,0170, \quad (3.7.33d)$$

und der Streukoeffizient der Schrägungsstreuung errechnet sich aus (8.1.82) und (8.1.83) zu

$$\sigma_{schr} = 1 - \left(\frac{\sin \frac{2\pi}{36}}{\frac{2\pi}{36}} \right)^2 = 0,0101.$$

Damit lassen sich nach Abschnitt 8.1 die Reaktanzen ermitteln. Für den 3-kW-Motor gilt:

- Hauptreaktanz der Ständerwicklung

$$X_h = \frac{E_h}{I_\mu} = \frac{380 \text{ V}}{1,96 \text{ A}} = 194 \Omega,$$

- Streureaktanz der Ständerwicklung nach (8.1.71), (8.1.72), (8.1.77), (8.1.78) und (8.1.80a)

$$X_{\sigma 1} = 2\pi \cdot 50 \text{ Hz} \cdot 2 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \frac{\text{Vs}}{\text{Am}} \cdot \frac{348^2}{2} \cdot 0,113 \text{ m} \left(\frac{1,23}{3} + 0,3 \cdot \frac{0,139 \text{ m}}{0,113 \text{ m}} \right) + 0,014 \cdot 194 \Omega = 6,92 \Omega,$$

- Streureaktanz der Läuferwicklung nach (8.1.126) bis (8.1.131) mit dem mittleren Durchmesser des Kurzschlussrings $D_r \approx 80 \text{ mm}$ und dem relativen Streuleitwert des Kurzschlussrings $\lambda_r \approx 0,35$

$$X'_{\sigma 2} = \left(\frac{348 \cdot 0,96}{28/6} \right)^2 \cdot \frac{28}{3} \cdot 2\pi \cdot 50 \text{ Hz} \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot \left(0,113 \text{ m} \cdot 1,90 + \frac{\frac{\pi \cdot 0,080 \text{ m}}{28} \cdot 0,35}{2 \sin^2 \frac{\pi \cdot 2}{28}} \right) + 0,0170 \cdot 194 \Omega = 7,43 \Omega,$$

- Reaktanz der Schrägungsstreuung

$$X_{\sigma schr} = 0,0101 \cdot 194 \Omega = 1,96 \Omega.$$

Der Widerstand der Ständerwicklung wird für eine Temperatur von 95°C berechnet. Die Leitfähigkeit von Kupfer kann Tabelle 6.3.1 zu $44,8 \text{ Sm/mm}^2$ entnommen werden. Mit der mittleren Windungslänge

$$l_{m1} = 2 \cdot (0,139 \text{ m} + 0,112 \text{ m}) = 0,502 \text{ m}$$

ergibt sich

$$R_1 = \frac{348 \cdot 0,502 \text{ m}}{1 \cdot 44,8 \frac{\text{Sm}}{\text{mm}^2} \cdot 0,539 \text{ mm}^2} = 7,23 \Omega . \quad (6.3.14)$$

Die Läuferwicklung wird aus Aluminiumguss hergestellt. Für die Ermittlung ihres Widerstands wird aufgrund des Verzichts auf einen Innenkühlkreis eine Temperatur von 115°C angenommen, so dass entsprechend Tabelle 6.3.1 mit einer Leitfähigkeit von $22,1 \text{ Sm/mm}^2$ gerechnet werden muss. Der Stabwiderstand errechnet sich damit zu

$$R_s = \frac{0,112 \text{ m}}{22,1 \frac{\text{Sm}}{\text{mm}^2} \cdot 51,6 \text{ mm}^2} = 0,0982 \text{ m}\Omega$$

und der Widerstand eines Ringsegments mit der mittleren Ringsegmentlänge

$$l_{rm} = \frac{\pi \cdot 0,080 \text{ m}}{28} = 0,00898 \text{ m}$$

zu

$$R_r = \frac{0,00898 \text{ m}}{22,1 \frac{\text{Sm}}{\text{mm}^2} \cdot 98,0 \text{ mm}^2} = 0,00415 \text{ m}\Omega .$$

Damit folgt für den bezogenen Läuferwiderstand mit (6.3.16)

$$R'_2 = \left(\frac{348 \cdot 0,96}{28/6} \right)^2 \cdot \frac{28}{3} \cdot \left(0,0982 \text{ m}\Omega + \frac{0,00415 \text{ m}\Omega}{2 \sin^2 \frac{\pi \cdot 2}{28}} \right) = 6,70 \Omega .$$

Für den 4-kW-Motor gilt entsprechend

$$X_h = \frac{380 \text{ V}}{2,51 \text{ A}} = 151 \Omega$$

$$X_{\sigma 1} = 2\pi \cdot 50 \text{ Hz} \cdot 2 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \frac{\text{Vs}}{\text{Am}} \cdot \frac{270^2}{2} \cdot 0,147 \text{ m} \left(\frac{1,23}{3} + 0,3 \cdot \frac{0,139 \text{ m}}{0,147 \text{ m}} \right) + 0,014 \cdot 151 \Omega = 5,05 \Omega$$

$$X'_{\sigma 2} = \left(\frac{270 \cdot 0,96}{28/6} \right)^2 \cdot \frac{28}{3} \cdot 2\pi \cdot 50 \text{ Hz} \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot \left(0,147 \text{ m} \cdot 1,90 + \frac{\frac{\pi \cdot 0,080 \text{ m}}{28} \cdot 0,35}{2 \sin^2 \frac{\pi \cdot 2}{28}} \right) + 0,0170 \cdot 151 \Omega = 6,10 \Omega$$

$$X_{\sigma \text{schr}} = 0,0101 \cdot 151 \Omega = 1,53 \Omega$$

$$l_{m1} = 2 \cdot (0,139 \text{ m} + 0,146 \text{ m}) = 0,570 \text{ m}$$

$$R_1 = \frac{270 \cdot 0,570 \text{ m}}{1 \cdot 44,8 \frac{\text{Sm}}{\text{mm}^2} \cdot 0,731 \text{ mm}^2} = 4,70 \Omega$$

$$R_s = \frac{0,146 \text{ m}}{22,1 \frac{\text{Sm}}{\text{mm}^2} \cdot 51,6 \text{ mm}^2} = 0,128 \text{ m}\Omega$$

$$R_r = \frac{0,00898 \text{ m}}{22,1 \frac{\text{Sm}}{\text{mm}^2} \cdot 98,0 \text{ mm}^2} = 0,00415 \text{ m}\Omega$$

$$R'_2 = \left(\frac{270 \cdot 0,96}{28/6} \right)^2 \cdot \frac{28}{3} \cdot \left(0,128 \text{ m}\Omega + \frac{0,00415 \text{ m}\Omega}{2 \sin^2 \frac{\pi \cdot 2}{28}} \right) = 4,89 \Omega$$

2.2.3

Betriebsdaten

Zur Ermittlung von Ständer- und Läuferstrom, Leistungsfaktor, Drehmoment, Drehzahl und weiterer interessierender Daten kann entweder das Kreisdiagramm gezeichnet oder das Ersatzschaltbild für verschiedene vorgegebene Schlupfwerte durchgerechnet werden. Letzteres wird im Folgenden beispielhaft für den 3-kW-Motor bei einem vorgegebenen Schlupf $s = 5\%$ entsprechend einer Drehzahl $n = 1425$ /min durchgeführt. Der Ständerstrom errechnet sich nach Betrag und Phasenlage aus der Gesamtimpedanz

$$\underline{Z}_1 = R_1 + j(X_{\sigma 1} + X_{\sigma \text{schr}}) + \frac{j(X_h - X_{\sigma \text{schr}})[R'_2/s + j(X'_{\sigma 2} + X_{\sigma \text{schr}})]}{R'_2/s + j(X'_{\sigma 2} + X_h)} \\ = \left\{ 7,23 + j8,88 + \frac{j192[134 + j9,39]}{134 + j201} \right\} \Omega = 118 \Omega e^{j38,9^\circ}$$

Damit ergibt sich

$$I_1 = \frac{400 \text{ V}}{118 \Omega} = 3,39 \text{ A}$$

$$\cos \varphi_1 = \cos 38,9^\circ = 0,778 .$$

Für die induzierte Spannung gilt

$$\underline{E}_h = 400 \text{ V} - (7,23 + j8,88) \Omega \cdot 3,39 \text{ A} e^{-j38,9^\circ} = 362 \text{ V} e^{-j8,03^\circ} ,$$

was etwas unterhalb des ersten Schätzwerts von 380 V liegt. Es wird jedoch darauf verzichtet, die Hauptreaktanz aufgrund der geringeren Sättigung zu korrigieren, da die hier nicht berücksichtigte Dämpfung der Oberwellenstreuung eine etwas größere induzierte Spannung zur Folge hat. Der bezogene Läuferstrom ergibt sich aus der induzierten Spannung zu

$$I'_2 = \frac{362 \text{ V}}{\sqrt{134^2 + 9,39^2}} = 2,695 \text{ A} .$$

Daraus errechnen sich die Luftspaltleistung

$$P_\delta = 3 \cdot 134 \Omega \cdot (2,695 \text{ A})^2 = 2920 \text{ W} ,$$

die innere mechanische Leistung

$$P_{i,\text{mech}} = (1 - 0,05) \cdot 2910 \text{ W} = 2770 \text{ W}$$

und das innere Drehmoment

$$M_i = \frac{2920 \text{ W}}{2\pi \cdot 50 \text{ Hz}/2} = 18,6 \text{ Nm} .$$

Da dieser Betriebspunkt nah am Bemessungspunkt liegt, darf der Bemessungsschlupf durch lineare Interpolation ermittelt werden. Das Reibungsmoment lässt sich aus den Reibungsverlusten mit der Umfangsgeschwindigkeit

$$v_2 = 2\pi n_0 \frac{D_{a2}}{2} = 2\pi \cdot 25 \text{ Hz} \cdot \frac{0,099 - 2 \cdot 0,00035}{2} = 7,72 \frac{\text{m}}{\text{s}}$$

ermitteln. Die Reibungsverluste betragen im Leerlauf

$$P_{\text{vrb}} \approx P_{\text{vrbG}} \approx 15 \frac{\text{Ws}^2}{\text{m}^4} \cdot 0,0983 \text{ m} \cdot (0,112 + 0,8^3 \cdot 0,6 \cdot 0,0778) \text{ m} \cdot (7,72 \frac{\text{m}}{\text{s}})^2 \approx 12 \text{ W} ,$$

(6.2.1)

und das Reibungsmoment ist

$$M_{\text{rb}} = \frac{12 \text{ W}}{2\pi \cdot 25 \text{ Hz}} = 0,076 \text{ Nm} .$$

Damit wird der Bemessungsschlupf zu

$$s_N \approx 5\% \cdot \frac{3000 \text{ W} + 12 \text{ W}}{2770 \text{ W}} = 5,43\% \approx 5,5\%$$

entsprechend $n_N = 1418$ /min abgeschätzt und das Ersatzschaltbild mit diesem Wert erneut durchgerechnet. Man erhält

$$\begin{aligned} \underline{Z}_{1N} &= \left\{ 7,23 + j8,88 + \frac{j192 [122 + j9,39]}{122 + j201} \right\} \Omega = 111 \Omega e^{j37,1^\circ} \\ I_{1N} &= \frac{400 \text{ V}}{111 \Omega} = 3,61 \text{ A} \\ \cos \varphi_{1N} &= \cos 37,1^\circ = 0,797 \\ \underline{E}_{hN} &= 400 \text{ V} - (7,23 + j8,88) \Omega \cdot 3,61 \text{ A} e^{-j37,1^\circ} = 360 \text{ V} e^{-j1,56^\circ} \\ I'_{2N} &= \frac{360 \text{ V}}{\sqrt{122^2 + 9,39^2}} = 2,946 \text{ A} \\ P_{\delta N} &= 3 \cdot 122 \Omega \cdot (2,946 \text{ A})^2 = 3170 \text{ W} \\ P_{i,\text{mech}N} &= (1 - 0,055) \cdot 3170 \text{ W} = 3000 \text{ W} \\ M_{iN} &= \frac{3170 \text{ W}}{2\pi \cdot 50 \text{ Hz}/2} = 20,2 \text{ Nm} \\ M_N &= 20,2 \text{ Nm} - 0,076 \text{ Nm} = 20,1 \text{ Nm} . \end{aligned}$$

Für den 4-kW-Motor führt dasselbe Vorgehen für einen Schlupf von $s = 5,5\%$ entsprechend $n = 1418$ /min auf

$$\begin{aligned} \underline{Z}_1 &= \left\{ 4,70 + j6,58 + \frac{j149,5 [88,9 + j7,63]}{88,9 + j157} \right\} \Omega = 81,5 \Omega e^{j36,4^\circ} \\ I_1 &= \frac{400 \text{ V}}{81,5 \Omega} = 4,91 \text{ A} \\ \cos \varphi_1 &= \cos 36,4^\circ = 0,805 \\ \underline{E}_h &= 400 \text{ V} - (4,70 + j6,58) \Omega \cdot 4,91 \text{ A} e^{-j36,4^\circ} = 363 \text{ V} e^{-j1,95^\circ} \\ I'_2 &= \frac{363 \text{ V}}{\sqrt{88,9^2 + 7,63^2}} = 4,06 \text{ A} \\ P_\delta &= 3 \cdot 88,9 \Omega \cdot (4,06 \text{ A})^2 = 4400 \text{ W} \\ P_{i,\text{mech}} &= (1 - 0,055) \cdot 4400 \text{ W} = 4160 \text{ W} \\ M_i &= \frac{4400 \text{ W}}{2\pi \cdot 50 \text{ Hz}/2} = 28,0 \text{ Nm} \\ P_{\text{vrb}} &\approx 15 \frac{\text{Ws}^2}{\text{m}^4} \cdot 0,0983 \text{ m} \cdot (0,146 + 0,8^3 \cdot 0,6 \cdot 0,0778) \text{ m} \cdot \left(7,72 \frac{\text{m}}{\text{s}}\right)^2 \approx 15 \text{ W} \\ M_{\text{rb}} &= \frac{14,9 \text{ W}}{2\pi \cdot 25 \text{ Hz}} = 0,095 \text{ Nm} \\ M &= 28,0 \text{ Nm} - 0,095 \text{ Nm} = 27,9 \text{ Nm} . \end{aligned}$$

Dieser Wert ist etwas größer als das Bemessungsmoment, das sich bei einer Bemessungsdrehzahl von ca. 1420 /min zu

$$M_N = \frac{4000}{2\pi \cdot 1420/60} \text{ Nm} = 26,9 \text{ Nm}$$

errechnet. Aufgrund der sehr geringen Abweichung darf der bezogene Läuferstrom und der Realteil des Ständerstroms linear mit dem inneren Drehmoment umgerechnet werden, so dass sich ergibt

$$I'_{2N} = \frac{26,9 + 0,095}{28,0} \cdot 4,06 \text{ A} = 3,92 \text{ A}$$

$$I_{1N} = \sqrt{\left(\frac{26,9 + 0,095}{28,0} \cdot 4,91 \text{ A} \cdot \cos 36,4^\circ\right)^2 + (4,91 \text{ A} \cdot \sin 36,4^\circ)^2} = 4,80 \text{ A} .$$

2.2.4

Verluste und Wirkungsgrad

Die Wicklungsverluste von Ständer- und Läuferwicklung errechnen sich für den Bemessungsbetrieb aus den Bemessungsströmen und den Widerständen für den 3-kW-Motor zu

$$P_{vw1} = 3 \cdot 7,23 \Omega \cdot (3,61 \text{ A})^2 = 283 \text{ W}$$

$$P_{vw2} = 3 \cdot 6,70 \Omega \cdot (2,946 \text{ A})^2 = 174 \text{ W} .$$

Die Ermittlung der Läuferwicklungsverluste über $P_{vw2} = s_N P_{\delta N}$ führt auf dasselbe Ergebnis.

Die Ummagnetisierungsverluste werden nach (6.4.28) berechnet, wofür zunächst die Massen der Zähne und des Rückens ermittelt werden zu

$$m_{\text{Fez1}} \approx 36 \cdot 0,47 \text{ cm} \cdot 1,5 \text{ cm} \cdot 0,95 \cdot 11,2 \text{ cm} \cdot 7,85 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3} = 2,12 \text{ kg}$$

$$m_{\text{Fe r1}} \approx \frac{\pi}{4} \cdot [16,0^2 - (9,9 + 2 \cdot 1,55)^2] \text{ cm}^2 \cdot 0,95 \cdot 11,2 \text{ cm} \cdot 7,85 \frac{\text{g}}{\text{cm}^3} = 5,71 \text{ kg} .$$

Mit den spezifischen Ummagnetisierungsverlusten $v_{u1,5} = 6,4 \text{ W/kg}$ sowie den Zuschlagfaktoren für die Zähne $k_{uz} = 1,8$ und den Rücken $k_{ur} = 1,7$ errechnen sich die Ummagnetisierungsverluste zu

$$P_{vuz} \approx 1,8 \cdot 6,4 \frac{\text{W}}{\text{kg}} \cdot \left(\frac{1,68}{1,5}\right)^2 \cdot 2,12 \text{ kg} = 31 \text{ W}$$

$$P_{vur} \approx 1,7 \cdot 6,4 \frac{\text{W}}{\text{kg}} \cdot \left(\frac{1,68}{1,5}\right)^2 \cdot 5,71 \text{ kg} = 78 \text{ W} .$$

Die Reibungsverluste wurden bereits zu $P_{\text{vrb}} \approx 12 \text{ W}$ ermittelt. Die Zusatzverluste werden nach IEC 60034-2-1 (DIN EN 60034-2-1) pauschal mit

$$\begin{aligned} P_{\text{vz}} &\approx P_{\text{el1}} \left(0,025 - 0,005 \log_{10} \frac{P_{\text{N}}}{\text{kW}} \right) \\ &\approx (3000 + 283 + 174 + 31 + 78 + 12) \text{ W} \cdot (0,025 - 0,005 \log_{10} 3) \\ &= 3578 \text{ W} \cdot 0,226 = 81 \text{ W} \end{aligned}$$

angesetzt. Damit errechnet sich der endgültige Wert des Wirkungsgrad für den 3-kW-Motors zu

$$\eta_{\text{N}} = \frac{3000 \text{ W}}{(3000 + 283 + 174 + 31 + 78 + 12 + 81) \text{ W}} = 82,0\% . \quad (6.1.3)$$

Für den 4-kW-Motor ergeben sich analog dazu die Werte

$$\begin{aligned} P_{\text{vw1}} &= 3 \cdot 4,70 \Omega \cdot (4,80 \text{ A})^2 = 325 \text{ W} \\ P_{\text{vw2}} &= 3 \cdot 4,89 \Omega \cdot (3,92 \text{ A})^2 = 225 \text{ W} \\ P_{\text{vuz}} &\approx \frac{146 \text{ mm}}{112 \text{ mm}} \cdot 31 \text{ W} = 40 \text{ W} \\ P_{\text{vur}} &\approx \frac{146 \text{ mm}}{112 \text{ mm}} \cdot 78 \text{ W} = 102 \text{ W} \\ P_{\text{vrb}} &\approx 15 \text{ W} \\ P_{\text{vz}} &\approx (4000 + 325 + 225 + 40 + 102 + 15) \text{ W} \cdot (0,025 - 0,005 \log_{10} 4) \\ &= 4707 \text{ W} \cdot 0,220 = 104 \text{ W} \\ \eta_{\text{N}} &= \frac{4000 \text{ W}}{(4000 + 325 + 225 + 40 + 102 + 15 + 104) \text{ W}} = 83,1\% . \end{aligned}$$

Bei der Ermittlung der Eisenverluste wurde davon Gebrauch gemacht, dass sich diese aufgrund derselben spezifischen Belastungen in den beiden Motoren nur im Verhältnis der Massen und damit der Paketlängen unterscheiden.