

Zeitschrift: Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins
Herausgeber: Schweizerischer Elektrotechnischer Verein ; Verband Schweizerischer Elektrizitätswerke
Band: 56 (1965)
Heft: 12

Artikel: Störungen in Netzkommandoanlagen durch Oberströme von Asynchronmotoren
Autor: Oberretl, K.
DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-916373>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. [Mehr erfahren](#)

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. [En savoir plus](#)

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. [Find out more](#)

Download PDF: 23.02.2026

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, <https://www.e-periodica.ch>

BULLETIN

DES SCHWEIZERISCHEN ELEKTROTECHNISCHEN VEREINS

Gemeinsames Publikationsorgan des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins (SEV)
und des Verbandes Schweizerischer Elektrizitätswerke (VSE)

Störungen in Netzkommandoanlagen durch Oberströme von Asynchronmotoren

Von K. Oberretl, Zürich

621.398 : 621.316 : 621.391.823 : 621.313.333

1. Allgemeines

Seit etwa dem Jahre 1950 erfahren Netzkommandoanlagen mit Tonfrequenz (Tonfrequenz-Rundsteueranlagen) eine starke Verbreitung [1]¹⁾. Mit diesen werden dem 50-Hz-Netz tonfrequente Impulse überlagert, womit die Fernsteuerung verschiedener Anlagen (z. B. Heisswasserspeicher, Backöfen, Strassenbeleuchtung, Zähler, Feuerwehr usw.) möglich wird. Die Steuerfrequenz solcher Anlagen liegt in der Regel zwischen 175...2000 Hz.

In den letzten Jahren sind nun in den Netzkommandoanlagen im zunehmenden Masse Störungen bekannt geworden, die durch Asynchronmotoren verursacht wurden. Infolge der Verteilung der Wicklungen in Nuten entstehen bei Drehung des Rotors Schwankungen der Motorimpedanz, wodurch sich dem 50-Hz-Motorstrom Oberströme überlagern. Die Frequenz dieser Oberströme hängt von der Drehzahl und von der Rotornutenzahl ab und liegt im Nennbetrieb zwischen 500...2000 Hz. Arbeitet der Motor an einer längeren Leitung (z. B. an einer Freileitung in ländlichen Betrieben), dann entsteht ein tonfrequenter Spannungsabfall, der einige Volt betragen kann. Wenn nun die Steuerfrequenz in der Nähe der Störfrequenz liegt, ist eine Störmöglichkeit gegeben, da die Ansprechspannung der Netzkommandoempfänger nur ca. 1,2...2,2 V beträgt. Man hat versucht, durch die Wahl der Steuerfrequenz den möglichen Störfrequenzen auszuweichen. So kann z. B. die Steuerfrequenz von 1050 Hz = 21 · 50 Hz von dreiphasigen Generatoren und Motoren im Synchronismus nicht erzeugt werden. Die nächstliegende Störfrequenz eines Asynchronmotors beträgt im Leerlauf 1150 Hz. Bei Nennlast sinkt jedoch die Drehzahl, so dass auch die Störfrequenz bis auf etwa 1140...1100 Hz sinkt. Infolge der begrenzten Selektivität des Relais führt dann diese Frequenz bereits zu Störungen. So wurde in einem Falle durch eine Störspannung von 2,4 V mit 1126 Hz eine Störung in einer 1050-Hz-Anlage verursacht.

Eine weitere Störmöglichkeit ist bei Asynchronmotoren dadurch gegeben, dass die Störfrequenz während des Anlaufes alle Werte durchläuft, im vorhin erwähnten Falle also von 50...1150 Hz. Da der Anlaufstrom eines Käfigmotors bei γ/Δ -Anlauf das 2fache, bei direkter Einschaltung das 5...6fache des Nennstromes beträgt, sind auch die Störspannungen während des Anlaufes 2mal bzw. 5...6mal grösser. Der Anlauf-

vorgang ist für die Netzkommandoanlage nur dann ohne Einfluss, wenn die Anlaufzeit sehr kurz ist, so dass die Steuerfrequenz rasch durchfahren wird. Anlaufstörungen wurden bisher nur bei Anlaufzeiten von 2 s und mehr beobachtet.

In einer 725-Hz-Anlage wurden Störungen durch einen Asynchronmotor beim Umschalten von γ auf Δ sowie bei Überlast beobachtet. Die Messung der Störfrequenz im Leerlauf ergab 850 Hz. Während der Umschaltpause und bei Überlast stellt sich ein Rückgang der Drehzahl und eine erhöhte Stromaufnahme ein. Hiedurch nähert sich die Störfrequenz der Steuerfrequenz, die erhöhte Stromaufnahme bewirkt eine grössere Störspannung, womit die erwähnte Störung zustande kam.

In gleichem Sinne wirkt auch die Drehzahlregulierung von Schleifringmotoren, wodurch ebenfalls Störungen (z. B. von Baukränen) verursacht wurden.

Bisher sind Störungen fast ausschliesslich beobachtet worden, wenn Motoren am Ende einer längeren Niederspannungs-Freileitung (200...1500 m) arbeiten und wenn sich gleichzeitig die Netzkommandoempfänger in Motornähe, also ebenfalls am Leitungsende befinden. Da die Motorimpedanz immer grösser als die Netzimpedanz ist, hängt der vom Motor erzeugte Oberstrom nur wenig von der Netzimpedanz ab. Der Widerstand ist für den tonfrequenten Oberstrom im Verhältnis zum induktiven Widerstand vernachlässigbar, die Oberschwingung der Spannung wächst mit zunehmender Leitungslänge, sie ist in Motornähe am grössten.

Die Betriebsinduktivität einer Freileitung beträgt etwa 1 mH pro km Leitungslänge [2]. Die Induktivität eines 100-kVA-Transformators beträgt etwa 0,20 mH pro Phase, bei grösseren Einheiten ist diese daher gegenüber der Leitungsinduktivität vernachlässigbar. Die auf eine Phase reduzierte Induktivität eines Motors mit 5,5fachem Kurzschlussstrom beträgt bei 1000 Hz etwa:

$$L_M = 0,8 \frac{U_{ph}}{5,5 I_n \omega} 10^3 = \frac{100}{I_n} \quad [\text{mH}] \quad (1)$$

worin I_n den Nennstrom des Motors in A bei einer Netzspannung von 380 V bedeutet. Der Faktor 0,8 in Gl. (1) ergab sich aus Messungen und drückt die Induktivitätsverminderung bei 1000 Hz gegenüber 50 Hz aus.

Die Leistungen der bisher in der Schweiz bekannt gewordenen störenden Motoren lagen zwischen 1 und 55 PS. Nach Ansicht der Elektrizitätswerke liegen die Netzverhältnisse

¹⁾ Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.

derart, dass Motoren über 60 PS keine Gefahr mehr für Netzkommandoanlagen darstellen²⁾.

Zur Vermeidung dieser Störungen in Netzkommandoanlagen durch Asynchronmotoren wurde im Jahre 1961 von den Elektrizitätswerken die Forderung erhoben, wonach in den Regeln für elektrische Maschinen des SEV der Oberstromgehalt von Asynchronmotoren begrenzt werden soll. Zum Studium dieses Problems wurde vom Fachkollegium 2 (Elektrische Maschinen) des Schweiz. Elektrotechnischen Komitees eine Arbeitsgruppe gebildet. Als Ergebnis stellte sich heraus, dass der Forderung der Elektrizitätswerke nicht ohne weiteres im gewünschten Masse stattgegeben werden kann.

Wie vom Verfasser bereits an anderer Stelle [3 ; 4] gezeigt wurde, ist das Problem der Netzoberströme mit dem bereits bekannten Problem der parasitären synchronen Drehmomente identisch. Diese Erkenntnis ermöglicht es, die bisher auf dem Gebiet der parasitären synchronen Drehmomente gewonnenen Resultate zu übernehmen. Trotzdem bedeuten oberstromarme Motoren für den Konstrukteur eine wesentliche Verschärfung der Bedingungen, da dies die Vermeidung synchroner Drehmomente im gesamten Drehzahlbereich erfordert, während bisher nur auf den Bereich zwischen Stillstand und Leerlauf (Motorbereich) Rücksicht genommen werden musste.

Bemerkenswert ist, dass umgekehrt die Signale der Netzkommandoanlagen in Motoren Störungen verursachen. So wurden z. B. in einer 745-Hz-Anlage während der Sendungen singende Geräusche in den Motoren von Umwälzpumpen festgestellt, die durch das Zentralheizungssystem in die Wohnungen übertragen werden. Da es sich hierbei nicht um Einzelfälle handelt und diese Geräusche besonders nachts gut zu hören sind, stellen sie in den erwähnten Anlagen ein ernstes Problem dar.

Weiters wurden auch Störungen in werkinternen Laboratorien und Versuchslokalen durch die Steuerspannung einer 1600-Hz-Anlage beobachtet. Da täglich ca. 35 Sendungen von 3...6 min Dauer erfolgen und infolge irgendwelcher Resonanzerscheinungen verkettete Spannungen bis zu 19 V gemessen wurden, sind solche Störungen nicht unbedeutend.

Die folgenden Untersuchungen werden hauptsächlich für Motoren mit Käfigrotoren durchgeführt, da diese für die bisherigen Störungen fast ausschliesslich verantwortlich sind.

2. Berechnung der Oberströme

Die Spannungsgleichungen zur Berechnung der Oberströme wurden unter Vernachlässigung der Eisensättigung und der Nutenöffnungen in [3] abgeleitet. Man erhält hieraus ein unendliches System von komplexen Gleichungen, wobei man sich jedoch auf etwa 14...20 Gleichungen beschränken kann. Dieses Gleichungssystem lautet in Matrixschreibweise:

$$\left\| \frac{R}{s\omega} \right\| \cdot \left\| I \right\| + j \left\| L \right\| \cdot \left\| I \right\| = \frac{1}{\omega} \left\| U \right\| \quad (2)$$

$$\left\| \frac{R}{s\omega} \right\| = \begin{vmatrix} \frac{pR_1}{\omega} & & & \\ & \frac{b=1R_1}{b=1s\omega} & & \\ & & \ddots & \\ & & & \frac{bR_1}{b=1s\omega} \\ & & & & \frac{v=pR_2}{v=p s\omega} \\ & & & & & \ddots \\ & & & & & & \frac{vR_2}{v s\omega} \end{vmatrix}$$

²⁾ In Deutschland sind schon 6-kV-Motoren mit Leistungen von 1500 und 2200 kW störend in Erscheinung getreten.

$$\left\| I \right\| = \begin{vmatrix} pI_1 \\ b=1I_1 \\ \vdots \\ bI_1 \\ v=pI_R \\ \vdots \\ vI_R \end{vmatrix} \quad \left\| U \right\| = \begin{vmatrix} U \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{vmatrix}$$

$$\left\| L \right\| = \begin{vmatrix} \left\| L_{1,1} \right\| & \left\| M_{2,1} \right\| \\ \left\| M_{1,2} \right\| & \left\| L_{2,2} \right\| \end{vmatrix}$$

$$\left\| M_{2,1} \right\| = \frac{Z_2}{m} \left\| M_{1,2} \right\|^T =$$

	$v/p=1$	-5	7	-11	13	-17	19	-23	25	-29	31	
$=2p \cdot$	$b=0$	2	10	14	22	26	34	38	46	50	58	62
	$+1$	30	18	42	6	54	6	66	18	78	30	90
	-1	26	38	14	50	2	62	10	74	22	86	34
	$+2$	58	46	70	34	82	22	94	10	106	2	118
	-2	54	66	42	78	30	90	18	102	6	114	6
	$+3$	86	74	98	62	110	50	122	38	134	26	146
	-3	82	94	70	106	58	118	46	130	34	142	22

$$\left\| L_{1,1} \right\| = \begin{vmatrix} pL_{1,1} & & & \\ & b=1L_{1,1} & & \\ & & \ddots & \\ & & & vL_{1,1} \end{vmatrix}$$

$$\left\| L_{2,2} \right\| = \begin{vmatrix} v=pL_{2,2} & & & \\ & v=-5pL_{2,2} & & \\ & & \ddots & \\ & & & vL_{2,2} \end{vmatrix}$$

Hierin bedeuten pI_1 den Statorgrundstrom, bI_1 den b -ten Statoroberstrom, vI_R den v -ten, auf den Ring bezogenen Rotoroberstrom, ω die Netzkreisfrequenz, R_1 den Statorwiderstand, R_2 den Rotorwiderstand, m die primäre Strangzahl, Z_2 die Rotornutenzahl und $\left\| M_{1,2} \right\|^T$ die transponierte Matrix.

In der Teilmatrix für die Gegeninduktivitäten $\left\| M_{2,1} \right\|$ wurden statt deren Elemente $\mu M_{2,1}$ der besseren Übersichtlichkeit wegen nur die Indizes $|\mu|$ angeschrieben, und zwar für den später behandelten Fall: $Z_2 = 28$, $p = 2$, $m = 3$. Die Werte $|\mu|$ bedeuten die Polpaarzahlen der Rotorfelder:

$$\mu = bZ_2 + v \quad b = 0, \pm 1, \pm 2, \pm 3... \quad (3)$$

Die Polpaarzahlen der Statorfelder wurden mit v bezeichnet:

$$v = p(2ma + 1) \quad a = 0, \pm 1, \pm 2, \pm 3... \quad (4)$$

Die Gegeninduktivitäten:

$$\mu M_{2,1} = \frac{w}{p} l r \frac{\mu_0 Z_2}{\delta 2\pi \mu^2} \mu k_w \mu \eta 2 \sin \mu \frac{\pi}{Z_2}$$

werden vorteilhaft auf der Rechenmaschine programmiert. Hierin bedeuten w die Serienwindungszahl eines Stranges, l die Eisenlänge, r den Bohrungshalbmesser, δ den Luftspalt, k_w den Statorwicklungsfaktor für das μ -te Feld und:

$$\mu \eta = \sin \mu \frac{\pi}{h} \bigg/ \mu \frac{\pi}{h} \quad (5)$$

den Schrägungsfaktor bei einer Schrägung um $1/h$ -tel des Umfanges.

$L_{1,1}$ und $L_{2,2}$ bedeuten die primäre und sekundäre Selbstinduktivität, deren Ermittlung bereits in [4] gezeigt wurde.

Die Frequenz der Statoroberströme beträgt

$$b f = \frac{1}{2\pi} b \omega = \left[1 + \frac{b Z_2}{p} \cdot \frac{n}{n_0} \right] f_N; \quad b = \pm 1, \pm 2, \pm 3 \dots (6)$$

worin f_N die Netzfrequenz, n die Drehzahl und n_0 die synchrone Drehzahl (Leerlaufdrehzahl) bedeuten. Die Phasenverschiebung in den $k = 1 \dots 3$ Statorsträngen beträgt:

$$\left(1 + \frac{b Z_2}{p} \right) (k-1) 120^\circ (7)$$

Die Frequenz der Rotoroberströme beträgt:

$$v f = \frac{1}{2\pi} v \omega = \left[1 - \frac{v}{p} \frac{n}{n_0} \right] f_N (8)$$

Die angegebenen Gleichungen wurden für einen 4poligen 11-kW-Motor mit $Z_1/Z_2 = 36/28$ Nuten auf einer programmgesteuerten Rechenmaschine numerisch ausgewertet. Tabelle I enthält die Grund- und Oberströme für den Stator und Rotor bei Nennlast bei 1455 U./min. Trotz der geraden Nuten treten nur geringe, ins Netz fließende Oberströme auf. Der grösste Netzeroberstrom bei 629 Hz beträgt 0,55% des Nennstromes. Der Oberstrom von 729 Hz beträgt zwar 14%, er kann jedoch nicht ins Netz fließen, da er in allen 3 Strängen gleichphasig ist. Bei Δ -Schaltung des Motors bildet er sich als interner Kreisstrom aus, der zusätzliche Verluste verursacht und das Hochlaufdrehmoment verschlechtert. Gemessen wurden für den Netzeroberstrom von 629 Hz 0,55%, für den internen Kreisstrom von 729 Hz 19,5%, so dass die Übereinstimmung für diese beiden ersten Oberströme als befriedigend bezeichnet werden kann. Rechnerisch wurden die Oberströme aus einem System von 14 Gleichungen ermittelt, die Erhöhung auf 16 Gleichungen ergab für diese beiden Oberströme keine Ände-

Berechnete Grund- und Oberströme im Stator und Rotor eines 4poligen 11-kW-Käfigmotors mit $Z_1/Z_2 = 36/28$, gerade Nuten, $y/\tau_p = 7/9$, Δ -Schaltung, im Nennbetrieb mit 1455 U./min

Tabelle I

	Frequenz Hz		Re (I) A	Im (I) A	I A
$b I_1$	50		$0,131 \cdot 10^2$	$-0,678 \cdot 10^1$	$0,147 \cdot 10^2$
	729 Δ	$b = +1$	$0,200 \cdot 10^1$	$-0,606$	$0,209 \cdot 10^1$
	629	-1	$-0,751 \cdot 10^{-1}$	$0,321 \cdot 10^{-1}$	$0,817 \cdot 10^{-1}$
	1408	$+2$	$0,654 \cdot 10^{-2}$	$-0,211 \cdot 10^{-2}$	$0,687 \cdot 10^{-2}$
	1308 Δ	-2	0,220	$-0,776 \cdot 10^{-1}$	0,234
	2087	$+3$	$0,110 \cdot 10^{-2}$	$-0,247 \cdot 10^{-3}$	$0,113 \cdot 10^{-2}$
	1987	-3	$0,396 \cdot 10^{-3}$	$-0,295 \cdot 10^{-3}$	$0,494 \cdot 10^{-3}$
$v/p I_R$	1,5	$v/p = +1$	$-0,105 \cdot 10^4$	$0,260 \cdot 10^3$	$0,108 \cdot 10^4$
	292	-5	$0,375 \cdot 10^1$	$-0,215 \cdot 10^1$	$0,433 \cdot 10^1$
	289	$+7$	$0,120 \cdot 10^2$	$-0,741 \cdot 10^1$	$0,141 \cdot 10^2$
	583	-11	$0,204 \cdot 10^2$	$-0,636 \cdot 10^1$	$0,213 \cdot 10^2$
	580	$+13$	$0,586 \cdot 10^1$	$-0,256 \cdot 10^1$	$0,639 \cdot 10^1$
	874	-17	$0,264 \cdot 10^2$	$-0,945 \cdot 10^1$	$0,281 \cdot 10^2$
	871	$+19$	$-0,106 \cdot 10^2$	$0,593 \cdot 10^1$	$0,121 \cdot 10^2$

rung. Wollte man auch noch die beiden Oberströme mit $b = \pm 2$, also mit 1308 und 1408 Hz genau berechnen, so müsste man das Gleichungssystem auf 18 Gleichungen erweitern, da diese Oberströme über die Felder $\mu = 2$ und $\mu = 6$ noch wesentlich mit den Rotoroberströmen $v/p = 25 I_R$, $29 I_R$ und $31 I_R$ verkettet sind. Diese Erweiterung kommt in der $\|M_{2,1}\|$ -Matrix durch den strichliert eingetragenen Teil zum Ausdruck.

Vergleich zwischen Rechnung und Messung für den Netzeroberstrom von 629 Hz bei Nennzahl

4poliger 11-kW-Motor mit $Z_1/Z_2 = 36/28$ Nuten, Serienschaltung, blankem Kupferkäfig, Δ -Schaltung

Tabelle II

Nuten	$y/\tau_p = 1/1$, gerade %	$y/\tau_p = 1/1$, 1/37 schräg %	$y/\tau_p = 7/9$, gerade %	$y/\tau_p = 7/9$, 1/36 schräg %
Rechnung	6,0	1,58	0,55	0,1
Messung	6,8	2,35	0,55	0,26

Zur Ermittlung der optimalen Nutenschragung und des Einflusses der Spulensehnung wurde das Gleichungssystem für verschiedene Nutenschragungen h und Spulenweiten y/τ_p gelöst. Das Resultat für die beiden ersten Statoroberströme zeigen Fig. 1 und 2. Man erkennt, dass durch eine richtige Schrägung einer der beiden Oberströme jeweils zum Verschwinden gebracht werden kann und dass die optimale Schrägung stark von der Spulensehnung abhängt. In Fig. 3 und 4 wurden die Oberströme unter Vernachlässigung der Wirkwiderstände, also für $R = 0$ berechnet. Der Vergleich mit den Fig. 1 und 2 zeigt, dass hiedurch nur ein geringfügiger Fehler entsteht. Die Annahme $R = 0$ ist daher erlaubt, die Rechnung wird durch sie wesentlich vereinfacht.

Zur Überprüfung der Theorie wurden Messungen an Motoren mit verschiedener Spulenweite und Nutenschragung

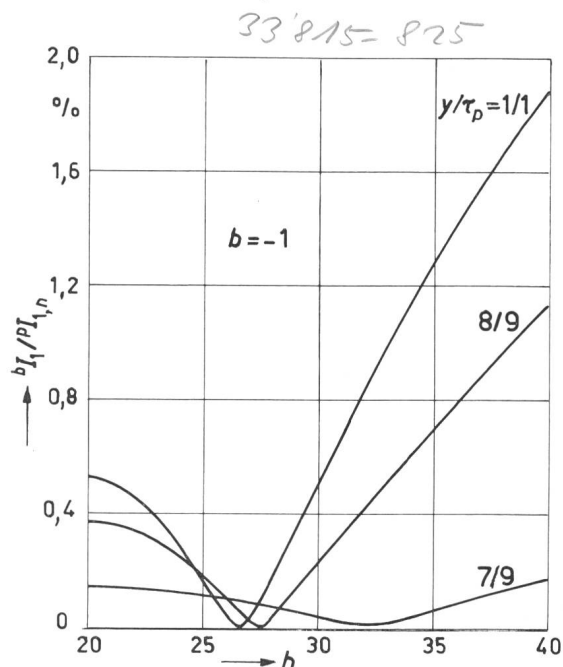


Fig. 1

Berechneter Netzeroberstrom $b I_1$ bei Nennlast mit der Störfrequenz von 629 Hz für verschiedene Spulenweiten y/τ_p als Funktion des Schrägungsmasses h , angegeben in Prozenten des Nennstromes $p I_{1,n}$

$h = 30$ bedeutet eine Nutenschragung um $1/30$ des Umfanges; $h = Z_1$ eine Schragung um eine Statornutenteilung; 4poliger 11-kW-Käfigmotor mit $Z_1/Z_2 = 36/28$ Nuten; Δ -Schaltung; b Ordnungszahl des Oberstromes

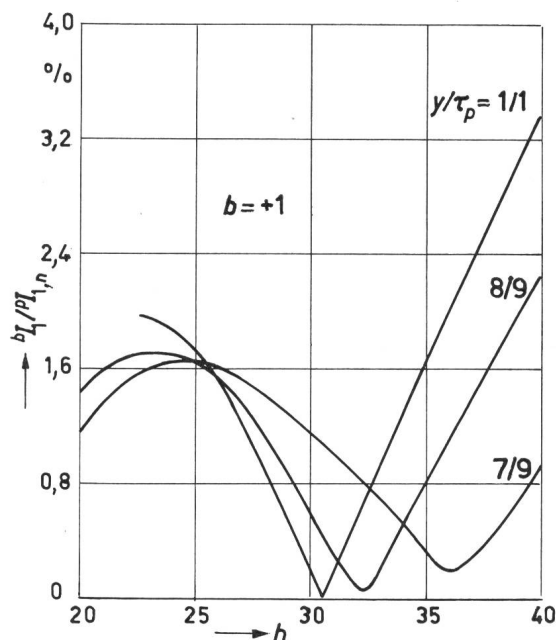


Fig. 2

Interner Oberstrom mit 729 Hz, angegeben in Prozenten des Strangstromes, sonst wie Fig. 1

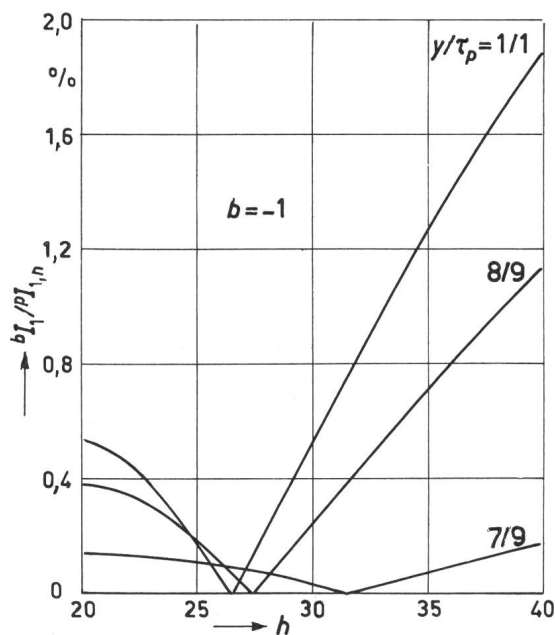


Fig. 3

Wie Fig. 1, aber der Wirkwiderstand ist vernachlässigt

durchgeführt und in Tabelle II den Rechenwerten gegenübergestellt. Man erkennt hieraus, dass die Rechnung den Einfluss der Sehnung und Schrägung im wesentlichen richtig wiedergibt. Eine genaue Übereinstimmung war von vornherein nicht zu erwarten, da die Rechnung auf der Annahme treppenförmiger Luftspaltfelder beruht und deshalb nur eine Näherung darstellt. Diese Näherung führt insbesondere bei den höheren Oberströmen zu Fehlern, wie bereits am Beispiel der parasitären synchronen Drehmomente in [5] gezeigt wurde. Die Oberströme ändern mit der Motordrehzahl sowohl ihre Frequenz als auch ihre Grösse. Fig. 5 zeigt die aus Gl. (6) ermittelten Frequenzgeraden für den behandelten Fall. Demnach durchlaufen die Störfrequenzen während des Anlaufvorganges von 50 Hz alle Werte bis zur Leerlauf Frequenz. Die Grösse

der auf den Nennstrom bezogenen Oberströme in Abhängigkeit von der Drehzahl geht aus Fig. 6 hervor. Aus dem Vergleich mit Fig. 5 ergibt sich, dass die Oberströme bei Drehzahlen, bei denen ihre Frequenz Null wird, verschwinden. Im übrigen betragen die Oberströme während des Hochlaufes ein Vielfaches des Wertes bei Nennlast, so dass in diesem Bereich besonders hohe Störspannungen im Netz verursacht werden. Oft erfolgt der Hochlauf jedoch so schnell, dass die Störfrequenz nur kurze Zeit auf das Relais einwirkt und deshalb keine Störung zustande kommen kann.

3. Vereinfachte Berechnung

Die Berechnung der in Fig. 3 und 4 angegebenen Kurven ist trotz Vernachlässigung der Ohmschen Widerstände im allgemeinen selbst für programmgesteuerte Rechenmaschinen zu aufwendig. Zu ihrer Ermittlung ist nämlich das Gleichungssystem (2), in diesem Falle mit 14 linearen Gleichungen, etwa

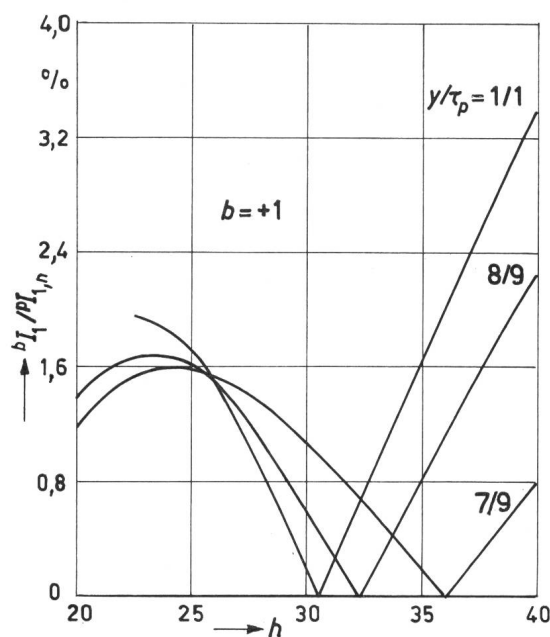


Fig. 4

Wie Fig. 2, aber der Wirkwiderstand ist vernachlässigt

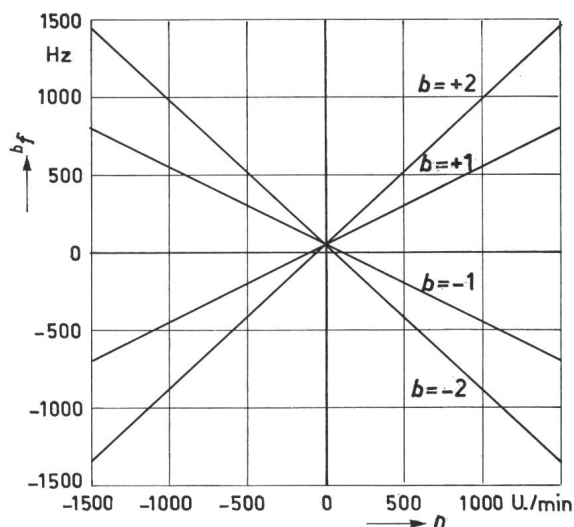


Fig. 5

Störfrequenzen b_f als Funktion der Drehzahl n für die ersten vier Oberströme nach Gl. (6) für den Motor nach Fig. 1
 b Ordnungszahl der Oberströme

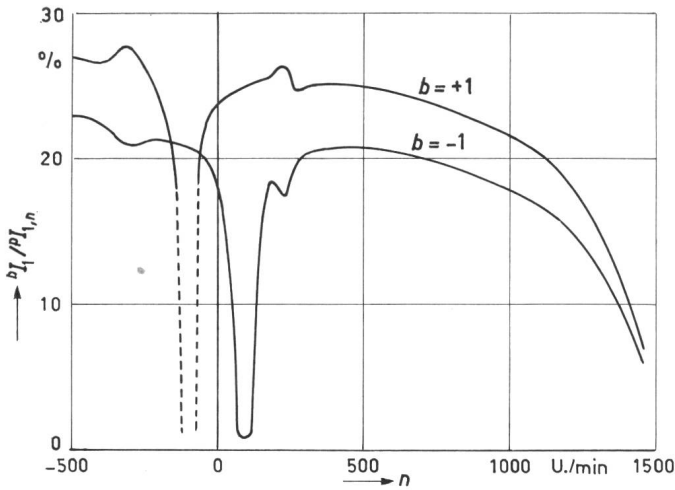


Fig. 6

Berechnete Netzoberströme für $b = \pm 1$ als Funktion der Drehzahl n

Der Netzoberstrom bI_1 mit der Ordnungszahl $b = -1$ wurde in Prozenten des Nennstromes, der interne Strangoberstrom mit $b = +1$ in Prozenten des Strang-Nennstromes angegeben. Motor wie Fig. 1 mit $y/\tau_p = 1/1$, gerade Nuten

20mal mit verschiedenen Koeffizienten zu lösen. Es wird daher im folgenden eine auch für die Praxis geeignete Methode entwickelt.

Hiezu werden zunächst nicht die Oberströme, sondern die von den Rotorfeldern im Stator induzierten fremdfrequenten Spannungen betrachtet. Vorteilhaft beschränkt man sich dabei auf die Spannung einer Spulengruppe, damit das Ergebnis von der Wicklungsschaltung unabhängig wird. Die Felder der Statoroberströme und die Rotornutstreuung werden vernachlässigt. Setzt man den Magnetisierungsstrom gleich 33% des Nennstromes, dann erhält man für die Oberwellenspannung des Käfigmotors bei Nennlast, ausgedrückt in Prozenten der Klemmenspannung und pro Spulengruppe:

$$bE = 300 \left(1 + \frac{bZ_2}{p} \right) \left(\frac{pZ_2}{\pi^2 k_w} \right)^2 \sum_v \frac{v k_w \left(\sin v \frac{\pi}{Z_2} \right)^v \eta}{v^2} \cdot \frac{\mu k_w \left(\sin \mu \frac{\pi}{Z_2} \right)^\mu \eta}{\mu^2} \quad [\%] \quad (9)$$

Darin bedeutet $b = \pm 1, \pm 2, \pm 3 \dots$ die Ordnungszahl der Oberschwingung. Die gefährlichsten Oberschwingungen ergeben sich meistens für $b = \pm 1$. Hievon tritt im allgemeinen wiederum nur eine Oberschwingung störend in Erscheinung, da sich die andere dieser beiden Oberschwingungen nicht über das Netz, sondern innerhalb der Wicklung schliesst, sofern diese in Dreieck geschaltet ist. Die Bedingung für die interne Oberschwingung lautet:

$$bZ_2/2p = 3g + 1 \quad g = 0, \pm 1, \pm 2, \pm 3 \dots \quad (10)$$

Bei Sternschaltung der Maschine hebt sich diese Oberschwingung überhaupt heraus. Bei Motoren mit starken synchronen Momenten im Stillstand können sich, wie im Beispiel nach Abschnitt 6, zwei Oberschwingungen mit benachbarten Frequenzen über das Netz schliessen. Es gibt auch Spannungsüberschwingungen nach Gl. (9), die sich bei Serienschaltung der Wicklung innerhalb eines Stranges herausheben. Regeln für die Summierung der Spulengruppenspannungen zur Gesamtspannung eines Stranges wurden in [3; 5] angegeben. Die nach Gl. (9) berechneten Spannungsüberschwingungen treten

nun nicht in voller Grösse an den Motorklemmen auf, sie teilen sich vielmehr im Verhältnis der Induktivitäten auf den Motor und das Netz auf. Die Motorinduktivität ergibt sich näherungsweise aus Gl. (1), die Netzinduktivität beträgt für Freileitungen etwa 1 mH/km. Die nach Gl. (9) errechnete Spannung reduziert sich an den Klemmen eines 11-kW-Motors, der an einer Freileitung von 1 km Länge angeschlossen ist, demnach also auf das

$$\frac{L_N}{L_M + L_N} = \frac{1}{4,4 + 1} = 0,185 \text{ fache} \quad (11)$$

4. Nutenschränkung

Wie aus den Fig. 1...4 hervorgeht, ist die Nutenschränkung ein geeignetes Mittel zur Unterdrückung der Netzoberströme. Gleichzeitig erkennt man hieraus, dass die weit verbreitete Nutenschränkung um eine Statornutenteilung ($h = 36$) nicht optimal ist. Die Stärke der Schränkung hängt wesentlich von den Nutenzahlen, von der Spulenweite und von dem zu eliminierenden Oberstrom ab. Die günstigste Schränkung kann für den jeweiligen Fall aus Gl. (9) ermittelt werden, derart, dass die störenden Spannungsüberschwingungen ein Minimum werden.

Die Anwendung der Gl. (9) sei an folgendem Beispiel erläutert:

Angenommen sei ein 4poliger 11-kW-Motor mit $Z_1/Z_2 = 36/28$ Nuten, $y/\tau_p = 8/9$, 1455 U./min.

Die Auswertung der Gl. (9) auf einer programmgesteuerten Rechenmaschine ergibt für die Oberschwingungen mit $b = +1, -1, +2, -2$ die in Fig. 7 dargestellten Kurven. Aus Gl. (6) ergeben sich hiefür bei Nennlast folgende Störfrequenzen:

$$\begin{aligned} b = +1, &= 729 \text{ Hz} \\ b = -1 &= -629 \text{ Hz} \\ b = +2 &= 1408 \text{ Hz} \\ b = -2 &= -1308 \text{ Hz} \end{aligned}$$

Aus Fig. 7 erkennt man sofort, dass die beiden Oberschwingungen mit $b = \pm 2$ (also mit 1408 und 1308 Hz) bedeutungslos klein sind. Auf die Oberschwingung mit $b = +1$ (729 Hz)

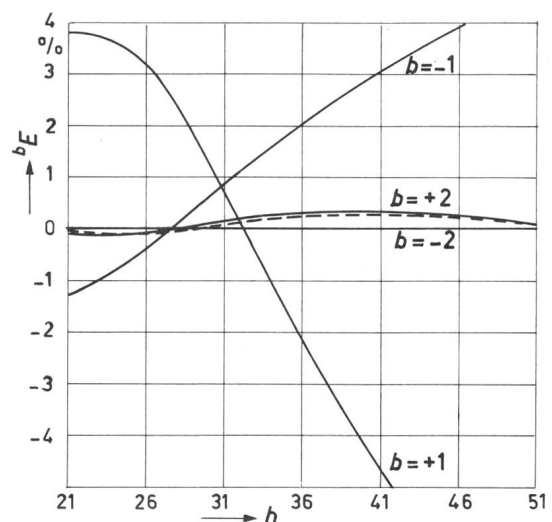


Fig. 7

Im Stator induzierte Spannungsüberschwingungen bE in Prozenten der Klemmenspannung als Funktion des Schränkungsmasses h

berechnet für Nennlast nach Gl. (9), gültig für 4polige Motoren mit $Z_1/Z_2 = 36/28$ Nuten und Spulenweiten $y/\tau_p = 8/9$; b Ordnungszahl der Oberschwingung

braucht keine Rücksicht genommen werden, da sich diese Oberschwingung wegen Gl. (10) nicht über das Netz schliesst. Es verbleibt als störend nur die Oberschwingung mit $b = -1$, also diejenige mit 629 Hz. Hiefür ergibt sich aus Fig. 7 (in Übereinstimmung mit Fig. 1) für die günstigste Schrägung der Wert $h = 27,5$, was eine Schrägung um $1/27,5$ tel des Umfanges bedeutet. Da es nur auf die relative Schrägung ankommt, kann entweder der Rotor oder der Stator geschrägt werden.

Aus der Theorie der synchronen Drehmomente ist bekannt, dass unter den üblichen Nutenzahlen die stärksten Momente und damit die stärksten Netzoberströme bei Nutenzahldifferenzen $|Z_1 - Z_2| = 2p$ auftreten. In solchen Fällen können kleine, z. B. aus fabrikatorischen Gründen bedingte Abweichungen vom Sollwert der Schrägung bereits zu störenden Oberströmen Anlass geben. Die erwähnte Nutenzahldifferenz soll daher möglichst vermieden werden.

Wie weit der Kontaktwiderstand zwischen Käfig und Blechpaket einen Einfluss auf die Netzoberströme ausübt, muss die Erfahrung zeigen.

5. Wicklungssehnung, abgestufte Drahtzahlen

Durch die Änderung der Spulenweite können die Oberströme stark beeinflusst werden. Bei dem Motor mit $2p = 4$, $Z_1 = 36$, $Z_2 = 28$, $y/\tau_p = 8/9$, $h = 36$ (Schrägung um eine Statornutenteilung) könnte der massgebende Netzoberstrom mit 629 Hz allein durch Umwicklung des Motors auf $y/\tau_p = 7/9$ gemäss Fig. 1 auf $1/8$ tel des ursprünglichen Wertes reduziert werden. In gewissen Störungsfällen genügt daher die Umwicklung des Motors, was zeitsparender und billiger ist als die Änderung der Nutenzahl oder der Nutenschrägung.

Manchmal werden zur besseren Anpassung der Klemmenspannung an die vorgesehene Luftspaltinduktion die einzelnen Spulen einer Spulengruppe mit abgestuften Drahtzahlen ausgeführt. Während sich der Wicklungsfaktor für die Grundwelle hiedurch nur ganz unwesentlich ändert, kann sich der Wicklungsfaktor für die Oberfelder wesentlich ändern. Als Beispiel werden die Wicklungsfaktoren der in Fig. 8 angegebenen Anordnungen für das Grundfeld und für das $\mu/p = 19$ te Oberfeld berechnet. Es ergibt sich für die Anordnung

$$\begin{array}{ll} a & p_{kw} = 0,925, \quad 19k_w = 0,053 \\ b & p_{kw} = 0,925, \quad 19k_w = 0,040 \\ c & p_{kw} = 0,927, \quad 19k_w = 0,076 \end{array}$$

Bei einem 4poligen Motor mit $Z_1/Z_2 = 48/40$ liefert das 19te Rotoroberfeld den wichtigsten Beitrag zum grössten Netzoberstrom. Zwischen den Anordnungen b und c ist daher bei diesem Motor bezüglich des Netzoberstromes ein merklicher Unterschied zu erwarten, was durch die Praxis bestätigt wurde.

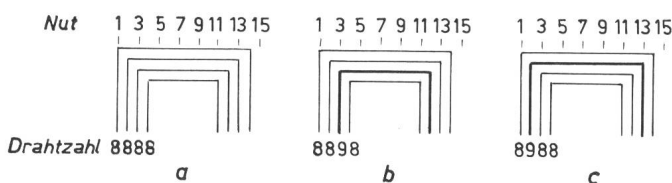


Fig. 8

Verschiedene Anordnungen einer Wicklung mit abgestuften Drahtzahlen für $q = 4$

6. Parallele Wicklungszeige

Es wurde bereits in [3 ; 4 ; 5] gezeigt, dass die Wicklungsparallelschaltung nur bei Nutenzahldifferenzen $|Z_1 - Z_2| \neq 0, 2p, 4p, 6p, \dots$ von Einfluss ist, wenn man von Exzentrizitäten und anderen Unsymmetrien absieht. Gleichzeitig wurde bewiesen, dass die sich über das Netz schliessenden Oberströme des Motors den von diesem entwickelten parasitären synchronen Drehmomenten direkt proportional sind. Auf Grund dieser Erkenntnis können zur Vermeidung des schädlichen Einflusses der parallelen Wicklungszeige auf die Netzoberströme die in [5] angegebenen Regeln unverändert übernommen werden.

Gemessene Oberströme in % des Grundstromes bei Nennlast, bei Lauf mit Nenndrehzahl und $U = U_n/4$, $I = I_n/4$ sowie bei Gegenlauf mit $n = -1500$ U./min und $I = I_n/4$. 4poliger 11-kW-Motor mit $Z_1/Z_2 = 36/28$ Nuten, Serienschaltung, blankem Kupferkäfig

Tabelle III

Ordnungs- zahl	Leerlauf- Frequenz	Netz- oberströme, Δ -Schaltung		Strang- oberströme, Δ -Schaltung			Netz- oberströme, γ -Schaltung	
		Nennlast, 1455 U./min	$U_n/4, I_n/4$ 1455 U./min	Nennlast 1455 U./min	$U_n/4, I_n/4$ 1455 U./min	$I_n/4$ — 1500 U./min	Nennlast 1455 U./min	$U_n/4, I_n/4$ 1455 U./min
b	f_0							
$y/\tau_p = 7/9$, gerade Nuten								
— 1	650 Hz	0,76	0,69	0,90	0,55	0,49	1,18	0,94
+ 1	750 Δ	0,10		18,0	19,5	19,5	0,27	0,10
	850	2,73	0,14	2,8	0,15		2,96	0,12
	950	0,68		0,70			0,59	
— 2	1350 Δ			0,55	2,5	2,63		
+ 2	1450	0,84	1,92	0,87	2,0	1,95	0,25	0,72
$y/\tau_p = 7/9$, Schrägung 1/36								
— 1	650	0,29	0,25	0,22	0,26	0,28	0,37	0,23
+ 1	750 Δ			5,2	5,3	4,7	0,11	
	850	1,21	0,06	1,19	0,06		1,12	0,05
	950	0,40		0,33			0,32	
— 2	1350 Δ			0,21	0,43	0,49		
+ 2	1450	0,11		0,11			0,05	0,13
$y/\tau_p = 1/1$, gerade Nuten								
— 1	650	6,5	7,0	5,8	6,85	6,85	5,6	6,6
+ 1	750 Δ	1,04	0,52	11,4	10,3	9,6	0,28	0,28
	850	2,76	0,13	2,46	0,14		2,81	
	950	0,65	0,14	0,74	0,17		0,56	0,11
— 2	1350 Δ			0,63	0,51	0,34		
+ 2	1450	1,0	0,23	1,0	0,23		0,39	0,66
$y/\tau_p = 1/1$, Schrägung 1/37								
— 1	650	2,28	2,44	2,2	2,35	2,2	2,04	2,42
+ 1	750 Δ	0,26	0,13	3,8	2,62	2,21	0,08	0,09
	850	1,33	0,06	1,25			1,05	
	950	0,44	0,05	0,43			0,34	
— 2	1350 Δ				0,19	0,19		
+ 2	1450	0,08	0,21	0,05	0,19	0,18	0	0,15

In [5] wurde folgender Motor bezüglich parasitärer synchroner Drehmomente untersucht: $P = 70$ kW, $2p = 4$,

$Z_1 = 48$, $Z_2 = 42$, $y/\tau_p = 5/6$, Δ -Schaltung, gerade Nuten, blanker Kupferkäfig. Hierbei ergab sich, dass der Motor bei Serienschaltung der Wicklung gut war, ebenso bei 2 parallelen Zweigen mit kurzen Schaltverbindungen (aufeinanderfolgende Pole in Serie). Bei der Wicklungsschaltung mit 4 parallelen Zweigen war der Motor hingegen praktisch unbrauchbar, ebenso bei 2 parallelen Zweigen mit langen Schaltverbindungen (gegenüberliegende Pole in Serie).

Die Messung der grössten Netzoberströme ergab folgende Werte bei $n = 1470$ U./min:

	$4 \times \parallel$	$2 \times \parallel$, kurze Verbindungen
2010 Hz	0,53%	< 0,09%
2110 Hz	0,57%	< 0,09%

Es bestätigt sich demnach der ungünstige Einfluss gewisser Parallelschaltungen. Bemerkenswert ist, dass diese beiden Oberströme gemäss Gl. (6) für $b = \pm 2$ entstehen, obwohl durch die Schaltung $4 \times \parallel$ die Verkettung der starken Rotoroberfelder von $b = \pm 1$ mit dem Stator bewirkt wird. Dies lässt den Schluss zu, dass die von $b = \pm 1$ herrührenden Statoroberströme nur Ausgleichsströme innerhalb der parallelen Zweige darstellen, die im Netz nicht zu beobachten sind. Die Schrägung hat sich in diesem Falle jedoch nach $b = \pm 1$ zu richten, sofern man die ungünstige Wirkung der Schaltung $4 \times \parallel$ gemäss [5] nicht durch Durchmesserspulen unterbinden will.

Die obigen Überlegungen stehen auch im Einklang mit der gemessenen Drehmomentenperiode. Gemäss [5] vergrössert sich die räumliche Periode des synchronen Momentes im Stillstand bei Umschaltung auf $4 \times \parallel$ auf $\tau_{N2}/b = \tau_{N2}/2$. Als günstigste Schrägung für den Fall $4 \times \parallel$ ergibt sich aus Gl. (9) für $b = \pm 1$ der Wert $h = 44$. Das Experiment mit einer Schrägung von $h = 45$ ergab tatsächlich keine synchronen Drehmomente mehr [5].

7. Oberströme infolge Eisensättigung

Aus dem Gebiet der parasitären synchronen Drehmomente ist bekannt, dass infolge der Eisensättigung diese Momente sowohl vergrössert als auch verkleinert werden können [5], und dass bei gewissen Nutenzahlen ausserdem auch Momente mit neuen Pendelfrequenzen entstehen [6 ; 7]. Die Messung der Oberströme ergab ähnliche Ergebnisse, wie aus Tabelle III hervorgeht. In dieser Tabelle wurden die gemessenen Oberströme für einen Motor mit geraden und schrägen Nuten, mit gesehten und ungesehnten Spulen, mit Stern- und Dreieckschaltung im gesättigten und ungesättigten Zustand angegeben. Der grösseren Anschaulichkeit wegen wurden nur die Leerlauf Frequenzen eingetragen, die tatsächlichen Frequenzen liegen bei Nennbetrieb etwas tiefer und können für jede Drehzahl aus Gl. (6) oder Fig. 5 mühelos ermittelt werden.

Aus Tabelle III geht hervor, dass die Oberströme mit $b = \pm 1$ durch die Sättigung nur wenig beeinflusst werden. Die Oberströme mit $b = \pm 2$ hingegen werden stark beeinflusst, und zwar bei Δ -Schaltung mit $y/\tau_p = 7/9$ und geraden Nuten vergrössert, bei $y/\tau_p = 1/1$ und geraden Nuten verkleinert, bei γ -Schaltung mit $y/\tau_p = 1/1$ und geraden Nuten wiederum vergrössert. Ausserdem treten im gesättigten Zustand, also bei Nennspannung und Nennstrom, neue Störfrequenzen mit $f_0 = 850$ Hz und 950 Hz auf. Bei $y/\tau_p = 7/9$

und geraden Nuten beträgt der grösste Sättigungs oberstrom mit 850 Hz 3%, bei schrägen Nuten immer noch 1,2%. Bemerkenswert sind die kleinen Unterschiede zwischen Δ - und γ -Schaltung. Ergänzende Versuche haben gezeigt, dass die Sättigungs oberströme sowohl von der Klemmenspannung (Sättigung des Hauptflusses) als auch vom Strom (Sättigung der Streuflüsse) abhängen.

Die von der Sättigung des Hauptflusses verursachten Oberfelder der leerlaufenden Maschine wurden in [8] bereits für eine 3 Lochwicklung mit $y/\tau_p = 8/9$ untersucht. Die wichtigsten Sättigungsfelder lauten, wenn bei γ -Schaltung zur Vereinfachung die schwach elliptischen Felder mit $3\omega t$ durch Kreisdrehfelder ersetzt werden:

Δ -Schaltung	γ -Schaltung
$-991 \cdot 10^{-4} \cos 3px \cdot \sin 3\omega t$ [T] ³	$1060 \cdot 10^{-4} \sin (3px - 3\omega t)$ [T]
$-198 \cdot 10^{-4} \cos 15px \cdot \sin 3\omega t$ [T]	$-212 \cdot 10^{-4} \sin (15px + 3\omega t)$ [T]
$-131 \cdot 10^{-4} \sin (5px - 5\omega t)$ [T]	$153 \cdot 10^{-4} \cos (5px - 5\omega t)$ [T]
$-88 \cdot 10^{-4} \sin (7px - 7\omega t)$ [T]	

Bei der Δ -Schaltung bildet sich das stärkste Sättigungsoberfeld mit der 3fachen Polzahl als reines Wechselfeld aus, welches in 2 gegenläufige Drehfelder zerlegt werden kann. Diese Sättigungsoberfelder besitzen daher die Form:

$$B_s = \hat{B}_s \cos (v_s x - \gamma \omega t - \varphi_s), \quad v_s = 3p, 5p, 7p, 15p \quad (12)$$

sie induzieren in der Käfigwicklung Oberströme mit der Frequenz:

$$\left(\gamma - \frac{v_s}{p} \cdot \frac{n}{n_0} \right) f_N \quad (13)$$

Diese Oberströme erzeugen Rotorfelder mit den Polpaarzahlen:

$$\mu_s = bZ_2 + v_s \quad (14)$$

welche wiederum im Stator Oberströme induzieren mit der Frequenz:

$$\left(\gamma + \frac{bZ_2}{p} \cdot \frac{n}{n_0} \right) f_N \quad (15)$$

und der Strangfolge:

$$\frac{\mu_s}{p} (k-1) \frac{2\pi}{m} \quad (15a)$$

Beschränkt man sich nun auf die stärksten Rotoroberfelder mit $b = \pm 1$, dann erhält man für den vorhin betrachteten Motor mit $Z_2 = 28$, $p = 2$, $q = 3$, $y/\tau_p = 7/9$ folgende Rotorfelder, Wicklungsfaktoren und Statorfrequenzen:

	μ_s	k_{w1}	f_0
$B_s = A \cos (3px - 3\omega t)$	+ 34 - 22	0,902 0,136	+ 850 Hz - 550 Hz
$B_s = B \cos (15px + 3\omega t)$	+ 58 - 2	0,136 0,902	+ 550 Hz - 850 Hz
$B_s = C \cos (5px - 5\omega t)$	+ 38 - 18	0,902 0,333	+ 950 Hz - 450 Hz

Die gemessenen Störströme mit 850 und 950 Hz gemäss Tabelle III lassen sich demnach durch spannungsabhängige Sättigungserscheinungen erklären.

³) T: Symbol für Tesla. 1 T = 1 Wb/m² \cong 10 kG.

Die Berechnung der lastabhängigen Sättigungsfelder wird unter folgenden, stark vereinfachten Annahmen durchgeführt:

- Die magnetische Charakteristik $B_\delta = f(\Theta)$ ist für alle Stellen des Umfanges gleich;
- Es wird hierfür der einfache Ansatz $B_\delta = C_1\Theta - C_2\Theta^3$ verwendet;
- Nur die Grundströme werden berücksichtigt;
- Von den Felderreggerkurven werden nur die grössten Wellen (dies sind die Grundwellen und die 1. Nutharmonischenpaare) berücksichtigt.

Die resultierende Felderreggerkurve lautet dann, bezogen auf den Stator:

$$\begin{aligned}\Theta &= \Theta_1 + \Theta_2 = A_1 \sum_v \frac{1}{v} \cos(\omega t - vx_1) + \\ &\quad + A_2 \sum_\mu \frac{1}{\mu} \cos(b_s \omega t - \mu x_1 - \mu \varphi) \\ v &= p, (Z_1 + p), (-Z_1 + p) \\ \mu &= bZ_2 + p \quad b = 0; +1; -1 \\ +1_s &= 1 + \frac{Z_2}{p} \cdot \frac{n}{n_0} \\ -1_s &= 1 - \frac{Z_2}{p} \cdot \frac{n}{n_0} \\ 0_s &= 1\end{aligned}\quad (16)$$

Gemäss Annahme b) stellt der Term $C_2 \Theta^3$ die Sättigungsfelder dar. Die Rechnung ergibt bei Belastung ($A_1 \approx A_2 = A$) zwei starke, tonfrequente Sättigungsfelder, die sich in Polpaarzahl und Frequenz von den ungesättigten Feldern unterscheiden:

$$\begin{aligned}z + 3p B_\delta &= \frac{C_2 3A^3}{2p^2 (Z_2 + p)} (1 + \cos p\varphi) \cdot \\ &\cdot \cos \left[\left(3 + \frac{Z_2}{p} \cdot \frac{n}{n_0} \right) \omega t - (Z_2 + 3p) x_1 - (Z_2 + 2p) \varphi \right] \quad (16a)\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}z - 3p B_\delta &= \frac{C_2 3A^3}{2p^2 (-Z_2 + p)} (1 + \cos p\varphi) \cdot \\ &\cdot \cos \left[\left(3 - \frac{Z_2}{p} \cdot \frac{n}{n_0} \right) \omega t + (Z_2 - 3p) x_1 + (Z_2 - 2p) \varphi \right] \quad (16b)\end{aligned}$$

Für das vorhin betrachtete Beispiel ergeben sich damit folgende Luftspaltfelder und Statorfrequenzen:

$$\begin{aligned}\lambda &= Z_2 + 3p = 34, \quad {}^{34}k_w = 0,902, \\ f_0 &= \left(3 + \frac{Z_2}{p} \right) f_N = + 850 \text{ Hz} \\ \lambda &= -Z_2 + 3p = -22, \quad {}^{22}k_w = 0,136 \\ f_0 &= \left(3 - \frac{Z_2}{p} \right) f_N = - 550 \text{ Hz}\end{aligned}$$

Dies sind die gleichen Polpaarzahlen und Frequenzen, wie sie bereits durch die von der Klemmenspannung abhängende Sättigung des Hauptflusses verursacht wurden. Von diesen beiden Frequenzen tritt besonders diejenige mit 850 Hz hervor, da das erzeugende Luftspaltfeld $\lambda = 34$ im Stator den Grundwellen-Wicklungsfaktor vorfindet. Grössere Sättigungsüberströme sind daher immer dann möglich, wenn die Bedingung erfüllt ist:

$$|\pm Z_2 + 3p| = |\pm Z_1 + p|$$

oder

$$|Z_1 - Z_2| = 2p, 4p \quad (16c)$$

Zur Unterdrückung des erwähnten, von der Spannung und der Belastung abhängigen Oberstromes mit + 850 Hz wäre der Motor um $1/\lambda = 1/34$ zu schrägen.

Die Sättigungsüberströme können eine Grösse erreichen (siehe Tabelle III), die zu Störungen in Netzkommandoplanen Anlass geben kann. Da bisher jedoch keine Störungen durch Sättigungsüberströme bekannt wurden, sind diese in der Regel offenbar klein.

8. Exzentrischer Rotor, Stabbrüche

Durch Fabrikationsungenauigkeiten sind exzentrische Verlagerungen des Rotors möglich. Es stellt sich die Frage über deren Einfluss auf die Netzoberströme. Bei exzentrischer Verlagerung des Rotors entstehen Exzentrizitätsüberfelder mit den Polpaarzahlen $(p + 1)$ und $(p - 1)$, (siehe z. B. [9; 10]). Bei Käfigmotoren werden von diesen Feldern Rotoroberströme induziert, die Rotoroberfelder mit den Polpaarzahlen:

$$\mu_e = bZ_2 + (p \pm 1) \quad (17)$$

erzeugen. Die von diesen Feldern im Stator induzierten Spannungen besitzen die Kreisfrequenz:

$$b_{s_e} \omega = \frac{bZ_2}{p} \cdot \frac{n}{n_0} \omega + (\omega \pm \omega_e) \quad (18)$$

$\omega_e = 0$ bei statischer Verlagerung

$\omega_e = \frac{\omega}{p} \cdot \frac{n}{n_0}$ bei dynamischer Verlagerung

Die hievon verursachten Exzentrizitätsüberströme schliessen sich nur im Falle

$$|\mu_e| = |v| \equiv |p(6a + 1)| \quad (19)$$

über das Netz. Beschränkt man sich auf die gefährlichsten Felder mit $b = \pm 1$ und $|\mu_e| = Z_1 \pm p$, dann ergibt sich aus Gl. (17) und (19), dass Netzoberströme infolge Exzentrizität nur bei Nutenzahldifferenzen

$$|Z_1 - Z_2| = 1, 2p \pm 1 \quad (20)$$

zu erwarten sind. Diese Nutenzahldifferenzen sind jedoch in der Praxis wegen Rüttelkraftbildung nicht verwendbar, so dass also exzentrische Verlagerungen des Rotors keine tonfrequenten Netzoberströme verursachen.

Dieses Ergebnis bestätigte sich bei einem Versuch, bei dem der Rotor absichtlich exzentrisch eingebaut wurde (Tabelle IV). Der stärkste Netzoberstrom mit 1110 Hz änderte sich

Gemessene Netzoberströme bei zentrischem und exzentrischem Rotor. 22-PS-Motor, 4polig, 380V ∇ , $Z_1/Z_2 = 36/44$, $y/\tau_p = 1/1$, Serienschaltung, 1/27 schräg, blanker Kupferkäfig, bei Nennlast mit 1450 U./min

Tabelle IV

Rotor	zentrisch	exzentrisch
Luftspalt	oben 0,50 mm unten 0,59 mm	oben 0,85 mm unten 0,22 mm
Frequenz		
50 Hz	29,6 A	29,6 A
630 Hz	54 mA	54 mA
820 Hz	45 mA	63 mA
920 Hz	90 mA	117 mA
1110 Hz	234 mA	234 mA

durch die Exzentrizität nicht, es wurden auch keine neuen Störfrequenzen beobachtet.

Von verschiedenen Seiten wurde die Vermutung ausgesprochen, dass unterschiedliche Stabwiderstände infolge mangelhafter Fabrikation des Käfigs die Ursache von Netzoberströmen sein könnten. Im folgenden wird daher der Extremfall untersucht, dass ein Stab vollständig unterbrochen sei. Nach [11] sind hierbei 2 Fälle zu unterscheiden:

a) Kleiner Schlupf, der Ohmsche Widerstand des Käfigs überwiegt: $R \gg s\omega L$

b) Grosser Schlupf, der induktive Widerstand des Käfigs überwiegt: $R \ll s\omega L$

Im Fall a) kann man den unterbrochenen Stab dadurch berücksichtigen, dass man der Stromverteilung des vollständigen Käfigs am Orte des unterbrochenen Stabes einen negativen Stabstrom überlagert, der sich über alle anderen Stäbe rückschliesst. Durch den unterbrochenen Stab entsteht daher hauptsächlich ein 2poliges Feld, welches nur eine niederfrequente Spannung im Stator mit der Frequenz von $\approx f_N/p$ induziert.

Im Fall b) schliesst sich der supponierte negative Stabstrom ausschliesslich über die zwei benachbarten Stäbe. Die Fourieranalyse des so verursachten Zusatzfeldes ergibt, dass hiedurch die für die Netzoberströme wichtigsten Rotornutharmonischen nicht beeinflusst werden.

Ein unterbrochener Stab würde sich daher in beiden Fällen nur unwesentlich auf die tonfrequenten Netzoberströme auswirken. Dieses theoretische Ergebnis wurde durch Versuche an Rotoren mit intakten und unterbrochenen Stäben bestätigt.

9. Die Messung der Oberströme

9.1 Messung mittels Wave-Analyzer

In Netzkommandoanlagen interessieren die von den Motoren verursachten Spannungsoberwellen. Da die Motorimpedanz immer grösser ist als die Netzimpedanz, hängt die Grösse dieser Spannungsoberwellen von der Netzimpedanz ab, während die vom Motor verursachten Oberströme hievon nur wenig beeinflusst werden. Es empfiehlt sich daher, die Oberströme des Motors an einem relativ starren Netz zu messen, die Oberschwingungen der Spannung können dann für beliebige Netze errechnet werden.

Die Messung der Oberströme kann vorteilhaft mittels Stromwandler und Wave-Analyzer erfolgen. Die Bandbreite des Analysators sollte ≤ 25 Hz sein, damit die Drehzahlabhängigkeit der vom Motor herrührenden Oberströme erfasst werden kann. Statt des Amperemeters ist ein induktionsarmer Shunt zu verwenden, da die Impedanz des Amperemeters für die Grund- und Oberströme verschieden ist. Die mit dem Analysator am Shunt messbaren Grund- und Oberschwingungen der Spannung sind dann direkt den Grund- und Oberströmen proportional. Zur Erzielung möglichst grosser Spannungsabfälle am Shunt sollte dessen Widerstand so gross sein, wie es mit Rücksicht auf den Stromübersetzungsfehler und den 50-Hz-Spannungsabfall zulässig ist. Bei den hier angegebenen Messungen wurde ein Shunt von $0,55 \Omega$ mit einem Wandler der Klasse 0,1 verwendet, wobei der Stromübersetzungsfehler $\leq 1\%$ war. Der Grundstrom ergibt dann bei voller Ausnützung des Wandlers einen Spannungsabfall am Shunt

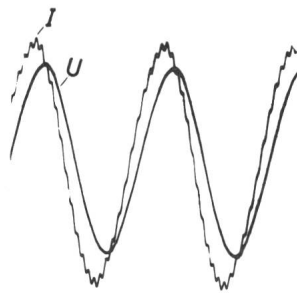


Fig. 9
Oszillogramm des Netzstromes I und der Phasenspannung U eines störenden 4poligen 12,5-PS-Motors

Der Oberstrom beträgt (trotz schräger Nuten) $3,3\%$ des Nennstromes mit 1137 Hz, gemessen am starren Netz

von $5 \cdot 0,55 = 2,75$ V, so dass ein Oberstrom von $0,5\%$ mit einem Spannungsabfall von $13,75$ mV von handelsüblichen Analysatoren immer noch einwandfrei gemessen werden kann. Bei einer Stromwandlerübersetzung von $10 : 5$ A beträgt der 50-Hz-Spannungsabfall am Wandler etwa $1,7$ V bzw. $0,8\%$ bei 220 V Phasenspannung.

Fig. 9 zeigt das Oszillogramm des Netzstromes und der Phasenspannung eines 4poligen 12,5-PS-Motors, welcher Störungen in einer 1050-Hz-Anlage verursachte. Die Analyse ergab einen Oberstrom von 1137 Hz und $3,3\%$.

Bei gewissen, durch Gl. (6) gegebenen Drehzahlen werden die Netzoberströme netzfrequent. Sie addieren sich dann geometrisch zum Grundstrom, womit dieser (je nach Phasenlage des Oberstromes) in seiner Grösse und Phase verändert wird (Fig. 10). Diese Veränderung des Grundstromes hat eine Änderung des Drehmomentes bei gleichbleibender Drehzahl zur Folge, es entsteht wie bei der Synchronmaschine ein synchrones Drehmoment, wobei die Phasenlage des Oberstromes dem Lastwinkel entspricht. Etwa im Punkt a der Fig. 10 ist das Drehmoment maximal, im Punkt b minimal. Das Stromdiagramm nach Fig. 10 lässt sich anschaulich mit dem Vektormesser darstellen [12].

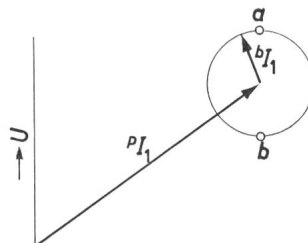


Fig. 10
Zeigerdiagramm des Grundstromes pI_1 und des Netzoberstromes bI_1 in einer synchronen Satteldrehzahl

Der Netzoberstrom bI_1 besitzt in diesem Falle Netzfrequenz, die Ortskurve des resultierenden Statorstromes ist der Kreis.

U Klemmenspannung;
 a, b siehe Text

9.2 Messung mittels Impedanzmessbrücke

Nachfolgend soll noch eine Methode angegeben werden, mit der sich Hersteller und Verbraucher mit einfachen Mitteln und vor dem Einbau eines Motors in die Anlage überzeugen können, ob Störungen in der Netzkommandoanlage zu befürchten sind oder nicht. Dazu muss nur zwischen 2 Anschlussklemmen mittels einer genauen Impedanzmessbrücke die Induktivität des stillstehenden Motors für verschiedene, eng benachbarte Rotorstellungen gemessen werden. Es ergeben sich dann Kurven, wie sie zum Beispiel in Fig. 11 angegeben wurden. Die so gemessene Induktivität schwankt zwischen einem Maximal- und Minimalwert periodisch. Die Periode ist bei Käfigläufern gleich oder kleiner als eine Rotornutenteilung, bei Schleifringläufern auch grösser, z. B. q_2 Rotornutenteilungen. In Fig. 11 wurde die Induktivität zwischen allen Klemmen, also zwischen U-V, V-W und W-U als Funktion der

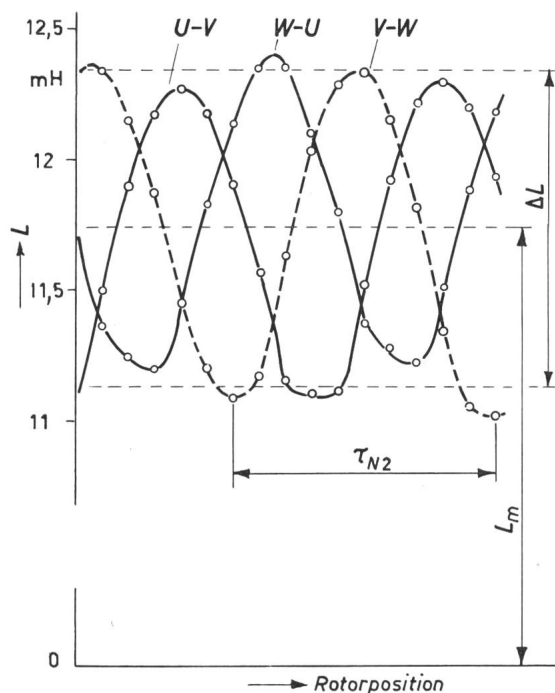


Fig. 11

Gemäss Abschnitt 9.2 gemessene Induktivität L des Motors als Funktion der Rotorposition

Motor wie Fig. 1 mit $y/\tau_p = 1/1$, gerade Nuten; τ_{N2} Rotornutenteilung; ΔL Induktivitätsschwankung; L_m Induktivitätsmittelwert

Rotorstellung angegeben. Die überlagerten Schwingungen mit den Amplituden $\Delta L/2$ sind offensichtlich um 120° phasenverschoben. Es zeigt sich, dass der vom Motor verursachte Netzoberstrom dann

$$bI_1 = \frac{\Delta L}{2L_m} pI_1 \quad (21)$$

beträgt, worin pI_1 den Grundstrom mit Netzfrequenz bedeutet, ΔL die Induktivitätsschwankung und L_m den Mittelwert der Induktivität darstellt. Die Gültigkeit der Gl. (21) ergibt sich aus folgenden Beobachtungen:

a) Das Verhältnis Oberstrom zu Grundstrom ist bei allen Drehzahlen gleich, ausgenommen den schmalen Drehzahlbereich, in dem die Frequenz des Oberstromes Null wird. Dies gilt insbesondere für Stillstand und Nennbetrieb.

b) Das Verhältnis Oberstrom zu Grundstrom ändert sich auch bei Unterbrechung einer Netzzuleitung nicht.

Bei Motoren mit starken synchronen Momenten im Stillstand (insbesondere Schleifringmotoren) sind die Induktivitäts-Schwingungen gleichphasig, es entstehen dann 2 Oberströme mit einem Frequenzabstand von $2f_N = 100$ Hz (im Beispiel nach Abschnitt 6 mit 2010 und 2110 Hz). Die Amplitude der beiden Oberströme beträgt dann nur noch die Hälfte, nämlich:

$$bI_1 = 0,5 \frac{\Delta L}{2L_m} pI_1 \quad (21a)$$

Die Periodenzahl der Induktivitätsschwankungen pro Rotornutenteilung wird mit b bezeichnet und entspricht dem Wert $|b|$ in Gl. (6). In Fig. 11 ist $|b| = 1$. Man kann daher mittels Gl. (6) auch die Frequenz des zu erwartenden Oberstromes angeben, wenn man vorher noch das Vorzeichen von b ermittelt. Dieses ergibt sich aus Gl. (3) und aus der Tatsache, dass die durch 3 teilbaren Ordnungszahlen der Rotorfelder im

Stator keine sich über das Netz schliessenden Spannungsüberwellen induzieren können. Die Vorschrift für b lautet:

$$bZ_2/p + 1 \neq 3g \quad g = \pm 1, \pm 2, \pm 3... \quad (22)$$

Im Falle von Fig. 11 kann es sich daher nur um $b = -1$ handeln, die zugehörige Störfrequenz beträgt nach Gl. (6) im Leerlauf 650 Hz.

Bei Motoren mit gleichphasigen Induktivitätsschwingungen ergibt Gl. (22), dass beide Vorzeichen vorkommen, dass also zwei benachbarte Frequenzen entstehen.

Falls die Induktivitätsschwingungen zu wenig sinusförmig sind, kann man die Fourieranalyse anwenden. Wenn Z_2 unbekannt ist, kann das Produkt $|b|Z_2$ als Zahl der Induktivitätsschwingungen pro Umdrehung durch Messung bestimmt werden.

Für eine grobe Kontrolle des Oberstromgehaltes eines Motors kann man sich auf die Ermittlung des Maximal- und Minimalwertes der Induktivität, also auf die Messung von ΔL beschränken [die beiden Oberströme nach Gl. (21a) erscheinen auf dem Oszillogramm wegen ihrer benachbarten Frequenz wie ein Oberstrom mit der doppelten Amplitude].

Da die Impedanzmessung mittels Messbrücke bei sehr kleinem Strom erfolgt, wird die Eisensättigung nicht berücksichtigt. Das bedeutet jedoch keine wesentliche Einschränkung, da sich die Eisensättigung in allen bisher bekannt gewordenen Störungsfällen als von sekundärer Bedeutung erwiesen hat. Folgende Gegenüberstellung der mittels Wave-Analyzer im Nennbetrieb und mittels Impedanzmessbrücke im Stillstand ermittelten Oberströme mag dies bestätigen:

Motor	Wave-Analyzer, Nennlast %	Impedanzmessbrücke %
15 PS, 4polig	1,93	2,08
12,5 PS, 4polig	3,30	2,44
22 PS, 4polig	0,79	1,09
12,5 PS, 4polig	3,35	2,86
1,5 PS, 4polig	1,50	1,18
12 PS, 4polig	0,10	0,10
15 PS, 4polig	2,27	1,7
15,5 PS, 4polig	6,5	5,2
50 PS, 8polig	2,76	2,68

Die Messfrequenz der Impedanzmessbrücke betrug 1000 Hz. Ergänzend sei noch bemerkt, dass diese Motoren von verschiedenen Herstellern stammen und bis auf den 15,5-PS-Motor alle schräge Nuten besaßen.

10. Schlussfolgerungen

Die ursprüngliche Annahme, dass störende Motoren fabrikatorische Mängel besitzen, konnte weder praktisch bewiesen werden, noch ist dies auf Grund theoretischer Überlegungen zu erwarten. Die Netzoberströme hängen vielmehr von der Dimensionierung der Motoren bezüglich Nutenzahlen, Nutenschragung, Spulensehnung usw. ab. Als besonders ungünstige Nutenzahldifferenz ist $|Z_1 - Z_2| = 2p$ zu betrachten, sie sollte nach Möglichkeit vermieden werden. Nutenschragung und Spulensehnung sind geeignete Mittel zur Unterdrückung von Oberströmen, sofern sie im richtigen Masse vorgesehen werden.

Als Mass für die Güte eines Motors bezüglich Oberströme empfiehlt sich die Angabe des Oberstromes in % des Nennstromes. Die Oberströme einiger als störend erkannter Motoren ergeben sich aus Tabelle V:

Netzoberstrom [%]	18,5	12,4	5,6	5,3	4,0	3,6	3,6	3,3	3,3	1,9	0,7	0,6
Leistung [PS]	1,25	3,0	3,4	4,0	5,0	14	22	12,5	12,5	15	24,5	25
Freileitungslänge [m]	700	500	1000	1000	1000	550	350	800	800	900	1200	1500
Zulässiger Oberstrom [%]	8,4	6,4	2,8	2,4	2,0	1,2	1,5	1,0	1,2	0,8	0,35	0,28

In der letzten Zeile der Tabelle V wurde der zulässige Netzoberstrom errechnet, wenn die Störspannung in der betreffenden Anlage nur 1 V betragen sollte. Bei einer 1000-Hz-Anlage bedeutet eine Störspannung von 1 V bei einer Freileitungslänge von 1 km einen Oberstrom von 160 mA, das ist bei einem 2-PS-Motor etwa 4,8% des Nennstromes, bei einem 20-PS-Motor jedoch nur etwa 0,54%.

Von seiten der Motoren-Industrie besteht der Wunsch, die Motoren mit geraden Nuten auszuführen, da sich bei geraden Nuten kleinere Gesamtverluste, kleinere Erwärmungen, grössere Wirkungsgrade und kleinere Herstellungskosten ergeben. So können sich z. B. bei grossen Motoren mit offenen Statornuten die Eisenverluste infolge Nutenschrägung verdoppeln, sofern der Käfig nicht isoliert wird [5]. Kleine Motoren bis etwa 100 PS müssen jedoch mit Rücksicht auf das Geräusch- und Drehmomentverhalten meistens mit schrägen Nuten ausgeführt werden. Auf Grund der in diesem Bericht angestellten Überlegungen lassen sich die Netzoberströme in dem geforderten Leistungsbereich weitgehend unterdrücken. Bei normalen, handelsüblichen Motoren mit schrägen Nuten ist jedoch mit Netzoberströmen bis zu 2...4% des Nennstromes zu rechnen. Am ungünstigsten liegen die Verhältnisse bezüglich des prozentuellen Oberstromgehaltes bei polumschaltbaren Motoren und bei Motoren mit kleiner Leistung oder hoher Polzahl. Für die Motoren-Industrie bedeutet jede Begrenzung des Oberstromgehaltes eine wesentliche Verschärfung der bisherigen Vorschriften und erfordert von jedem Hersteller umfangreiche Untersuchungen.

Durch eine schärfere Abstimmung der Netzkommandoempfänger auf die Steuerfrequenz könnte die Anzahl der Störer vermindert werden, da viele Motoren trotz eines Frequenzabstandes von etwa 7% Störungen verursachen.

Eine Erhöhung der Steuerspannung kann nicht vorbehaltlos befürwortet werden, da diese bereits jetzt in gewissen Fällen zu Störungen in elektrischen Geräten geführt hat. Eine obere Grenze wurde in der Schweiz bereits durch die Post-, Telefon- und Telegraphenbetriebe (PTT) vorgeschrieben [16].

11. Zusammenfassung

Durch Asynchronmotoren mit Leistungen von 1...55 PS, die über Niederspannungs-Freileitungen angeschlossen sind, wurden im Nennbetrieb oder während des Anlaufes Störungen in Netzkommandoplanen verursacht, insbesondere im Frequenzbereich zwischen 700...1450 Hz. Zur Berechnung der Motor-Oberströme wird ein System von 14...20 komplexen Gleichungen erstellt und an einem Beispiel für verschiedene Spulenweiten und Nutenschrägungen auf einer programmgesteuerten Rechenmaschine numerisch gelöst. Es zeigt sich, dass die Oberströme durch die Wahl der Spulensehnung und der Nutenschrägung stark beeinflusst werden können. Die günstigste Nutenschrägung hängt von der Nutenzahl, der Spulensehnung und der Polzahl des Motors ab, zu ihrer Bestimmung wird eine Formel angegeben. Bei Nutenzahldifferenzen $|Z_1 - Z_2| \neq 0, 2p, 4p, 6p...$ können parallele Wick-

lungszweige die Netzoberströme erheblich vergrössern. Die Netzoberströme sind den parasitären synchronen Drehmomenten proportional, es können daher die bezüglich der synchronen Drehmomente gewonnenen Ergebnisse übernommen werden.

Infolge der Eisensättigung entstehen strom- und spannungsabhängige Sättigungsoberströme mit neuen Störfrequenzen, insbesondere bei Nutenzahldifferenzen von $|Z_1 - Z_2| = 2p$ und $4p$.

Fabrikationsfehler wie exzentrischer Rotor oder Käfigfehler wirken sich auf die Netzoberströme nur unwesentlich aus.

Zur Messung der Netzoberströme wird neben dem Verfahren mittels Wave-Analyzer eine besonders einfache Methode mittels Impedanz-Messbrücke angegeben. Die Netzoberströme der bisher als störend erkannten Motoren betrugen 0,6...18,5 % des Nennstromes. Mittels der beschriebenen Massnahmen lassen sich die Netzoberströme weitgehend unterdrücken. Bei handelsüblichen Motoren mit schrägen Nuten ist jedoch mit Netzoberströmen bis zu 2...4% zu rechnen. Als besonders ungünstig hat sich die Nutenzahldifferenz $|Z_1 - Z_2| = 2p$ erwiesen.

Literatur

- [1] VEÖ: Tonfrequenz-Rundsteuer-Anlagen. Bericht über den Erfahrungsaustausch in Gmunden am 4. und 5. Juni 1959. Siehe auch Elektrizitätswirtschaft 58(1959)24, S. 825...839.
- [2] K. Kämpf: Einführung in die theoretische Elektrotechnik. Springer Berlin 1955, S. 347.
- [3] K. Oberreit: Die Oberfeldtheorie des Käfigmotors unter Berücksichtigung der durch die Ankerrückwirkung verursachten Statoroberströme und der parallelen Wicklungszweige. Arch. Elektrotechn. 49(1965)6, S. 343...364.
- [4] K. Oberreit: Über den Einfluss von parallelen Wicklungszweigen, Dreieckschaltung, Spulensehnung, Nutschlitzbreite und Nutenschrägung auf das Drehmoment von Käfigläufermotoren. ETZ-A 86(1965), Heft 12.
- [5] K. Oberreit: Neue Erkenntnisse über parasitäre Drehmomente in Käfigläufermotoren. Bull. Oerlikon -(1962)348, S. 130...155.
- [6] F. Heller: Zusätzliche Momente beim Anlauf von Käfigankermotoren. Arch. Elektrotechn. 29(1935)3, S. 173...192.
- [7] H. Lund: Der Staffelläufer der AEG. Das magnetische Geräusch des Kurzschlussmotors. AEG-Mitt. 25(1935)12, S. 383...391.
- [8] K. Oberreit: Über Sättigungsoberfelder in Induktionsmaschinen. E u. M 78(1961)8, S. 285...294.
- [9] M. Kronld: Selbsterregte Rüttelschwingungen von Induktionsmaschinen mit parallelen Wicklungszweigen. Bull. SEV 47(1956)13, S. 581...588.
- [10] H. Jordan und F. Lax: Über die Wirkung von Exzentrizitäten und Sättigungserscheinungen auf den Körper- und Luftschall von Drehstrom-Asynchronmotoren. AEG-Mitt. 44(1954)11/12, S. 423...426.
- [11] H. Jordan und W. Schmitt: Über den Einfluss fehlender Stäbe auf das Verhalten von Kurzschlussmotoren. AEG-Mitt. 32(1942)9/12, S. 57...65.
- [12] M. Kronld: Direktes Messen von Vektoren und Ortskurven der Wechselstromtechnik. Bull. SEV 28(1937)2, S. 26...32.
- [13] P. L. Alger: The Nature of Polyphase Induction Machines. John Wiley New York 1951, S. 330.
- [14] G. Woydt: Netzstromoberwellen bei Drehstrom-Asynchronmaschinen mit Schleifringläufer. Elektro-Anz. 15(1962)5, S. 34...36.
- [15] G. Nagel: Erzeugung netzfremder Schwingungen durch Induktionsmaschinen. ETZ-A 85(1964)14, S. 442.
- [16] H. Meister: Störungen von Fernmeldeanlagen durch Netzkommandoplanen. Techn. Mitt. PTT -(1954)11, S. 436...439.

Adresse des Autors:

K. Oberreit, Schwamendingenstrasse 42, 8050 Zürich.